REMOTE STORAGE

Das Nutenfeld in Zahnarmaturen

und die

Wirbelstromverluste in massiven Armatur-Kupferleitern.

537,83
et 8
pam

Inaugural-Dissertation

zur

Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs

der Abteilung für Elektrotechnik
der Grossh. Badischen Technischen Hochschule „Fridericiana“ Karlsruhe

vorgelegt von

SIMON OTTENSTEIN,
Diplom-Ingenieur aus Fürth i. B.

Genehmigt von der Technischen Hochschule „Fridericiana“ Karlsruhe.

Referent: Hofrat Professor E. ARNOLD.
Korreferent: Professor Dr. A. SCHLEIERMACHER.

STUTTGART.
DRUCK DER UNION DEUTSCHE VERLAGSGESELLSCHAFT.
1903.

MEINEN ELTERN

IN DANKBARKEIT GEWIDMET.

p13734

Die vorliegende Arbeit wurde im Elektrotechnischen Institut der Technischen Hochschule „Fridericiana“ zu Karlsruhe auf Anregung des Herrn Hofrat Prof. E. Arnold ausgeführt.

Ich wiederhole an dieser Stelle Herrn Hofrat Prof. E. Arnold, sowie Herrn Prof. Dr. Aug. Schleiermacher meinen besten Dank für die wertvolle Unterstützung, welche ich bei den Untersuchungen von ihrer Seite erfahren habe.

Der Elektricitäts-Aktien-Gesellschaft vormals W. Lahmeyer & Cie. danke ich für die Bereitwilligkeit, mit welcher sie die Versuchsmaschine zur Verfügung gestellt hat.

Inhalt.

Seite

Einleitung 1

Kapitel I: Versuchsanordnungen 2

Kapitel II: Beschaffenheit und induzierende Wirkung des Nutenfeldes . 14

Kapitel III: Die Wirbelstromverluste in Kupferleitern 31

Die Effektverluste in einer Dynamomaschine werden gebildet aus:

1. Reibungsverlusten,
2. Hysteresiseisenverlusten,
3. Kupferverlusten durch Joulesche Stromwärme,
4. Wirbelstromverlusten in massiven Kupfer- und Eisenteilen.

Während die unter 1 bis 3 aufgezählten Verluste mit grosser Annäherung berechnet werden können, entziehen sich die unter 4 erwähnten Verluste bisher einer genauen Vorausbestimmung. Bei dem Vergleich zwischen berechneten und experimentell bestimmten Verlusten einer Dynamomaschine ergeben sich Unterschiede derart, dass die letzteren den 1,5- bis 4-, nicht selten sogar den 5- und 6-fachen Betrag der ersteren annehmen. Die Ursache hiezu ist im wesentlichen in den in verschiedenen Teilen der Maschine auftretenden Wirbelstromverlusten zu suchen. So haben z. B. Versuche für den unten beschriebenen Anker VI, welcher einmal mit massiven schmiedeisernen Polschuhen, ein andermal mit lamellierten (0,5 mm-Blech) Polschuhen verwendet wurde, eine Differenz der Verluste ergeben, welche bei einer Luftinduktion $B_d = 8000$ das Doppelte der Ankereisenverluste betragen hat. Ueber diese Verluste werden zur Zeit Versuche im elektrotechnischen Institut der Technischen Hochschule Karlsruhe angestellt. Ausser diesen Wirbelstromverlusten in den Polschuhen treten auch Wirbelströme in verschiedenen Teilen des Ankers auf, vor allem auch solche in massiven Kupferleitern der Armatur. Ueber die Ursachen derselben und ihre Grösse sollen die folgenden Betrachtungen Aufschluss geben.

Kapitel I.

Versuchsanordnungen.

1. Federkuppelung.

Die Bestimmung der im Kupfer auftretenden Verluste wurde derart angestellt, dass ein der Reihe nach mit verschiedenen Nutenformen ausgerüsteter Anker ohne und mit Kupferstäben untersucht wurde; die Differenz der hiebei gemessenen Effekte gibt ein Maass für die Kupferverluste. Zur Messung des auf die Versuchsmaschine übertragenen Effekts wurde eine elastische Federkuppelung verwendet. Eine cylindrische Schraubenfeder (Fig. 1) war mit ihren Enden an den Zapfen der beiden Maschinenwellen befestigt. Die Verdrehung der Feder, welche dem vom Motor übertragenen Drehmoment entspricht, wurde durch elektrische Kontakte gemessen. Zu diesem Zweck waren zwei Kontaktscheiben mit den Federenden verbunden. Schleifbürsten auf den Scheiben schlossen einen aus Galvanometer und Batterie bestehenden Stromkreis einmal während einer Umdrehung der Maschinen (Fig. 2). Die Bürste an der Versuchsmaschine war feststehend, während diejenige an der Motorseite um die Wellenachse drehbar angeordnet war. Diese Messmethode wurde von Prof. E. Arnold angegeben. Sie hat sich, nachdem die günstigste konstruktive Anordnung gefunden und eine Reihe von Fehlerquellen eliminiert war, vorzüglich bewährt.

Die konstruktiven Details gehen aus Fig. 1 hervor. Der innere Durchmesser der Schraubenfeder war 90 mm, ihre Stärke 5,5 mm, die Windungszahl 11; das Material war härtester Federstahl, die Feder wurde fertig aus der Spiralfederfabrik Gebr. Entel-Zittau bezogen. Die Scheibe auf der Versuchsmaschinenseite besass einen mit der Welle leitend verbundenen, 3 mm breiten Kontaktstreifen. Die Stromzuführung geschah mit einer Kupfergazebürste von 1,5 mm Breite, radial zur Scheibe angeordnet; die Kontaktfläche der Scheibe auf der Motorseite war 70 mm breit; der Kontakt wurde durch zwei Bürsten hergestellt; die eine derselben war mit der Welle verbunden, während die andere an den Galvanometerstromkreis angeschlossen war. Der Abstand der beiden Bürsten war regulierbar, um so die Kontaktdauer auf beiden Scheiben bei etwaiger ungleicher Abnützung der Bürsten gleich zu machen.

Ueber die Theorie der Torsionsfedern besteht eine Arbeit von A. Castigliano [1]). Nach derselben wird eine Schraubenfeder mit kreisförmigem Querschnitt, welche von einem Drehmoment M beansprucht wird, eine Verdrehung α erleiden:

$$\alpha = \frac{128.n.r}{E.d^4}.M, \quad (1)$$

hierin bedeuten:

n = Windungszahl der Feder,

r = Windungsradius der Feder,

d = Durchmesser des Federdrahts,

E = Elasticitätsmodul.

Diese Verdrehung ist unabhängig davon, ob die Enden der Schraube in Richtung der Achse beweglich oder fest sind; im ersteren Falle wird ausser der Verdrehung eine Verlängerung der Schraubenachse erfolgen, welche (—M) proportional ist; im

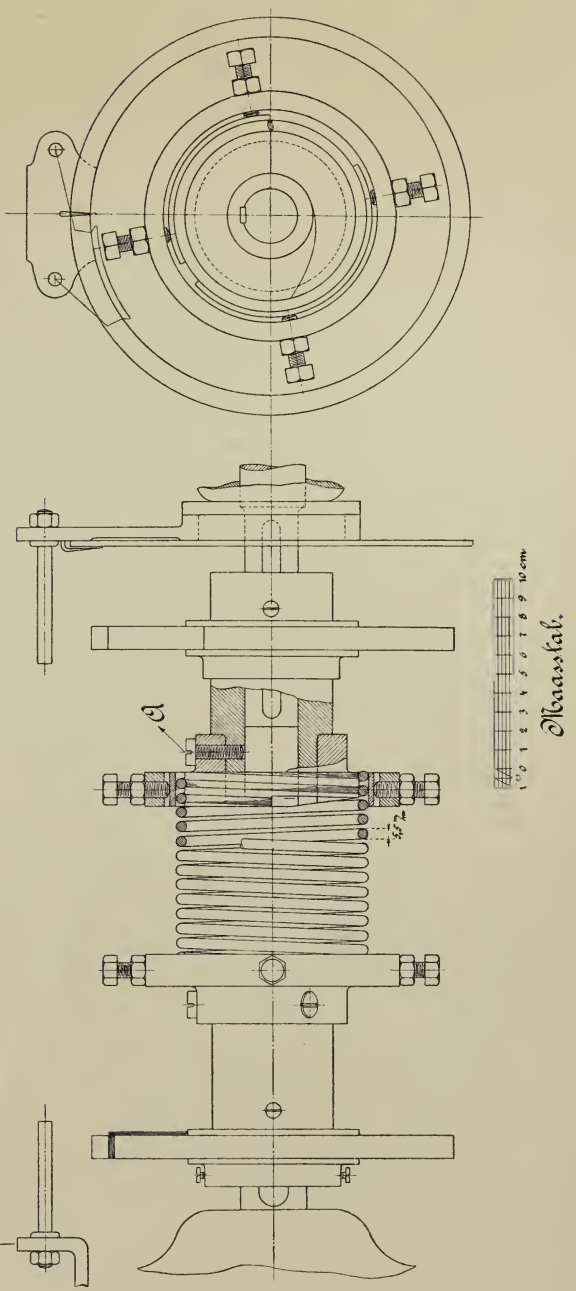


Fig. 1.

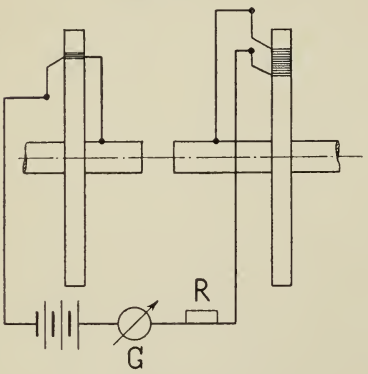
[1]) A. Castigliano, Theorie der Biegungs- u. Torsionsfedern, Wien, p. 49 u. f.

anderen Falle tritt eine Reaktion Q auf. Andererseits wird eine Kraft P, welche in Richtung der Achse des Cylinders wirkt, einmal eine Verlängerung der Feder hervorrufen, welche dieser Kraft proportional ist, zum anderen eine Verdrehung, welche ebenfalls P proportional ist.

Wenn eine solche Schraubenfeder zur Messung des zwischen den rotierenden Maschinen übertragenen Drehmoments verwendet wird, so treten ausser dem letzteren noch auf:

1. Ein Drehmoment, welches seine Ursache in der Centrifugalkraft der mit hohen Umfangsgeschwindigkeiten rotierenden Feder hat;

Fig. 2.



2. eine in Richtung der Achse des Cylinders gerichtete Kraft P, welche durch magnetischen Längszug der Dynamomaschinen hervorgerufen wird.

Das erstgenannte Drehmoment hat zur Folge, dass bei absoluter Messung des übertragenen Moments in obige Gleichung (1) ein Korrektionsglied gebracht werden muss. Langwierige analytische Rechnungen, welche hier nicht wiederholt werden sollen, ergeben die folgende Beziehung:

$$\alpha = \frac{128 \cdot n \cdot r}{E \cdot d^4} (M - m\, v^2 \cdot r) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (2)$$

wenn m = Masse pro Centimeter Gewindelänge der Feder ist. Ausser der Verdrehung der Endquerschnitte durch die Centrifugalkraft tritt auch ein Biegungsmoment auf, welches längs des Schraubenumfanges variiert, und welches bei hohen Geschwindigkeiten eine Abplattung des Kreisumfanges zur Ellipse zur Folge hat, so dass obige Formel nicht mehr gilt. Wächst diese Abplattung, so hat sie schliesslich den Bruch der Feder zur Folge. Die Abplattuug ist an der rotierenden Feder deutlich wahrnehmbar. Bei einer Feder von 5,0 mm, welche auf 110 mm Durchmesser gewickelt war und 12 Windungen besass, begann merkliche Deformation bei 1200 Touren, also bei einer Umfangsgeschwindigkeit:

$$v = 6{,}9 \text{ m pro Sekunde.}$$

Bei der zu den späteren Messungen verwendeten Feder von 5,5 mm Stärke zeigte sich eine merkliche Deformation bei 1400 Touren, also bei

$$v = 6{,}6 \text{ m pro Sekunde.}$$

Die Versuche wurden mit 1000 Umdrehungen pro Minute ausgeführt, so dass solche Deformationen ohne Einfluss blieben.

Die Rechnungen ergaben, was zu erwarten ist, dass auch bei rotierender Feder die Verdrehung, welche dem Drehmoment M entspricht, unabhängig davon ist, ob die Federenden in der Achsrichtung frei beweglich sind oder nicht.

Um die Wirkung des magnetischen Längszuges auszuschalten, wird man deshalb die Feder derart mit den Maschinenwellen verschrauben, dass ihre Gleichgewichtslage mit der magnetischen Gleichgewichtslage der Anker zusammenfällt. Ein ursprünglich gemachter Versuch, den magnetischen Längszug durch Stellringe aufzuheben, erwies sich als unbrauchbar; sind nämlich die Reibungsflächen zwischen Stellringen und Lagerschale rauh oder konisch, so entsteht eine Reibung an diesen, welche während einer Umdrehung nicht konstant ist; nun erfolgt aber die Messung des gesamten übertragenen Drehmoments, je nach der Grösse desselben, in verschiedenen Augenblicken der Umdrehung; es liegen ihm also auch variable, nicht messbare Werte der Reibung zu Grunde.

Berechnung der Leistung. Wir erhalten nun zu einem Verdrehungswinkel α der beweglichen Bürsten den übertragenen Effekt folgendermassen:

$$\text{a)} \quad M - m v^2 . r = k . \alpha,$$

$$\text{b)} \quad W = \frac{2\pi . n}{60} . M . 9{,}81 \text{ Watt},$$

wenn M in kgm ausgedrückt ist; hieraus:

$$W = 1{,}03 . n . (k . \alpha + m . v^2 . r) \text{ Watt} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (3)$$

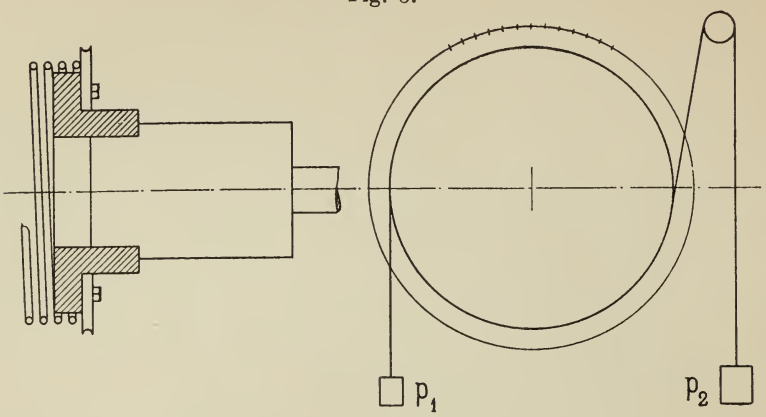
Das für Centrifugalkraft anzubringende Korrektionsglied $(m . v^2 . r)$ macht die Messmethode für die Bestimmung der Reibungsverluste weniger geeignet. Anders ist es, wenn elektrische oder magnetische Verluste in der Maschine zu bestimmen sind. Sei α_0 die Stellung der Bürsten bei unerregter Maschine, also diejenige Stellung, welche dem Drehmoment der Reibung und Centrifugalkraft bei gegebener Tourenzahl n entspreche, und α die Stellung, welche bei dem zu untersuchenden Betriebszustand bestehe, dann ist der diesem Betriebszustand entsprechende Effekt:

$$W = 1{,}03 . n . k . (\alpha - \alpha_0) . \text{Watt} . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (4)$$

Aichung: Die Bestimmung von k geschieht bei stehender Maschine; eine Schnurscheibe von 16,64 cm Durchmesser war mit

dem Federende auf der Motorseite verschraubt; nach Lösung der Kuppelungsschrauben A, Fig. 1, war der Federring leicht auf der Kuppelungshülse drehbar. Gewichte p_1 und p_2 wurden nach Fig. 3 an die Schnurscheibe angelegt und derart verteilt, dass sie einen möglichst geringen Druck zwischen Ring und Hülse erzeugten; die andere

Fig. 3.



Seite der Feder wurde festgehalten; so ergaben sich folgende Federstellungen α_c zu den zugehörigen Gewichten $p = p_1 + p_2$ in Kilogramm:

p_{kg}	α_c	p_{kg}	α_c
0	$341{,}0 = \alpha_{co}$	6,02	225,3
1,01	321,8	7,07	205,3
2,01	302,0	8,07	185,3
4,02	263,3	9,07	166,0
5,02	243,3	10,08	146,4

Die Werte sind in Fig. 4 graphisch aufgetragen; es findet sich daraus:

$$\frac{p}{\alpha_c - \alpha_{c_0}} = 5{,}184 \,.\, 10^{-2},$$

$$k = \frac{r \,.\, p}{\alpha_c - \alpha_{c_0}} = 8{,}32 \,.\, 5{,}184 \,.\, 10^{-4},$$

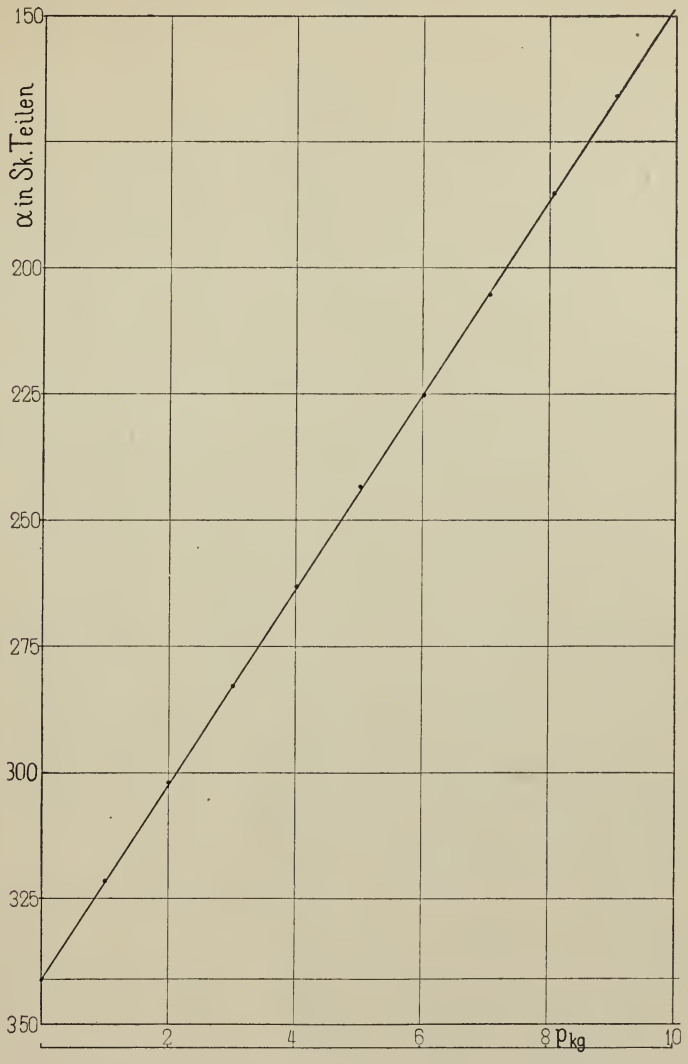
somit:

$$W = 1{,}03 \,.\, 8{,}32 \,.\, 5{,}184 \,.\, n \,.\, (\alpha - \alpha_0)\ 10^{-4}\ \text{Watt},$$

$$\mathbf{W = 4{,}44 \,.\, 10^{-3} \,.\, n \,.\, (\alpha - \alpha_0)\ Watt.} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (5)$$

Nach der Aichung wurde der Nullpunkt kontrolliert und festgesetzt, dass keine Remanenz vorhanden war. Die Aichung wurde während der Dauer der Untersuchungen des öfteren wiederholt; eine

Fig. 4.



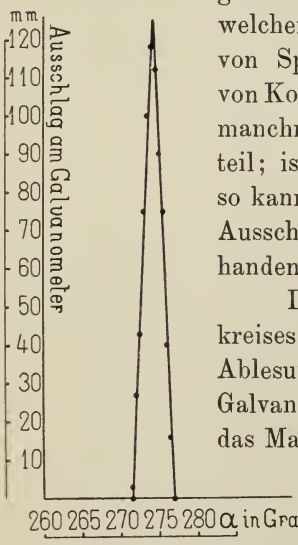
Aenderung der Feder konnte dabei nicht bemerkt werden. Die grösste Beanspruchung des Federdrahts ergibt sich aus der Beziehung (s. cit. Buch):

$$k_b = \frac{32}{\pi \cdot d^3} \cdot M = \frac{32}{\pi \cdot 5{,}5^3 \cdot 10^{-3}} \cdot 10{,}08 \cdot 8{,}32 = 5150 \text{ kg pro cm}^2.$$

Bei den Messungen blieb der maximale Ausschlag hinter demjenigen der Aichung zurück, somit blieb auch die grösste Beanspruchung des Federdrahts hinter $k_b = 5150$ zurück. Es empfiehlt sich nicht, mit der Beanspruchung höher zu gehen, da infolge der Wirkung der Centrifugalkraft in einzelnen Querschnitten höhere und gefährliche Spannungen entstehen können. Bei ruhender Feder werden Belastungen bis zu $k_b = 6000$ zugelassen.

Den Kontaktstromkreis bildete eine Batterie von drei hintereinander geschalteten Akkumulatorzellen, ein Rheostat und ein Galvanometer nach Deprez d'Arsonval von Siemens & Halske; dasselbe war für objektive Ablesung eingerichtet. Diese Instrumente eignen sich wegen ihrer genügenden ballistischen Wirkung und guten Dämpfung sehr gut zu allen Messungen, bei welchen in einem Kontaktstromkreis Momentanwerte von Spannungen zu bestimmen sind; das Anlegen von Kondensatoren parallel zum Galvanometer, welches manchmal empfohlen wird, bietet hierbei keinen Vorteil; ist das Galvanometer nicht genügend gedämpft, so kann das Anlegen des Kondensators keinen ruhigen Ausschlag erzeugen; ist genügend Dämpfung vorhanden, so ist der Kondensator unnötig.

Fig. 5.



Abhängigkeit des Galvanometerausschlages von der Stellung der Kontaktbürste.

Der gesamte Widerstand des Kontaktstromkreises war ca. 13000 Ohm; die Genauigkeit der Ablesung geht aus Fig. 5 hervor; der Ausschlag am Galvanometer begann bei 271,5°, erreichte bei 274,2° das Maximum und war bei 277,0° wieder Null; Einstellung sowie Ablesung erfolgten auf $^1/_{10}$° genau. Bei der Aichung ergaben sich maximale Abweichungen vom Mittelwert: $\Delta\alpha = 0{,}6$°; zieht man den maximalen Ausschlag der Summe Eisen + Kupferverluste = 150 in Rechnung, so ergibt sich $\Delta\alpha = 0{,}4$ % als maximaler Fehler der Versuchsanordnung. — Die Abnützung der nahezu senkrecht aufliegenden Kontaktbürsten während einer Versuchsreihe, an deren Anfang und Ende der Nullpunkt bestimmt wurde, kann nicht in Betracht kommen.

2. Die Versuchsmaschine.

Die Versuchsmaschine war ein eisengeschlossener, vierpoliger Motor der E.A.G. vormals W. Lahmeyer & Co.; derselbe ist normal

für 5 PS. gebaut; er besitzt eine Hauptstromerregerwicklung. Die Konstruktion geht aus Fig. 6 hervor. Die metallische, wärmeleitende Verbindung der Lagerschalen mit den Magnetschenkeln durch das Gehäuse hatte eine Erwärmung der ersteren über die dem Reibungseffekt entsprechende Lagertemperatur zur Folge, entsprechend der in der Magnetwicklung durch den Erregerstrom erzeugten Jouleschen Wärme; diese Erwärmung bewirkte eine Abnahme des Reibungseffekts. Es wurde der Ausschlag an der Federkuppelung α_0 einmal gemessen, nachdem die Maschine während $2\frac{1}{2}$ Stunden unerregt gelaufen war; dann lief die Maschine bei einem Erregerstrom von 30 Ampère während 1 Stunde; wurde nun die Erregung ausgeschaltet und wurde α_0' gemessen, so war:

$$\alpha_0 - \alpha_0' = 4^0,$$

somit bei $n = 1000$ die Differenz des Reibungseffekts:

$$W_r = 17{,}8 \text{ Watt}.$$

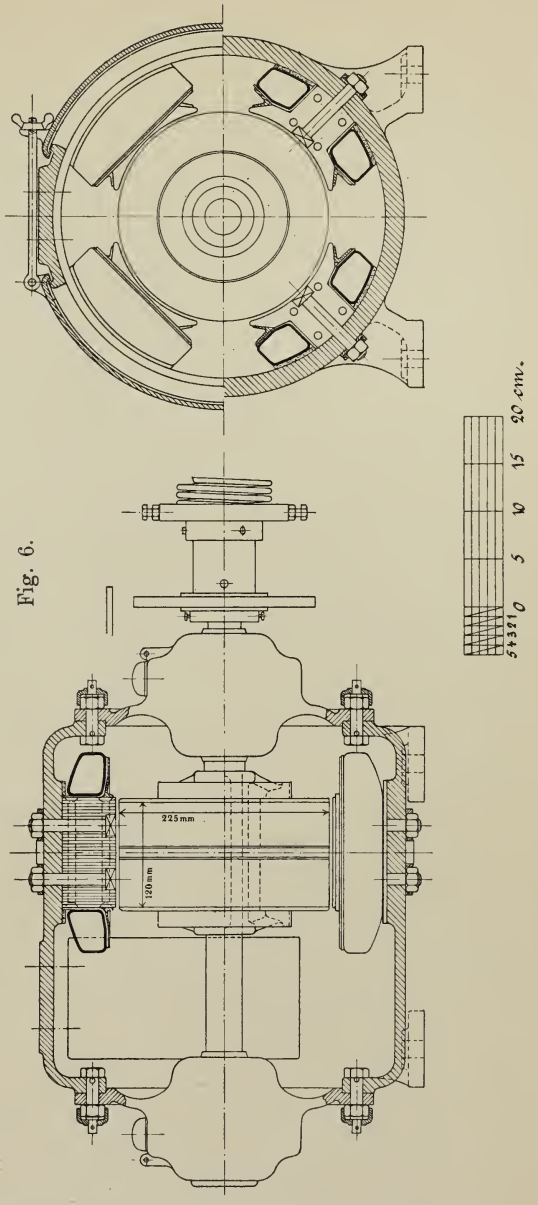


Fig. 6.

Die in die Nuten eingelegten Kupferstäbe, welche auf beiden Seiten des Ankers 4 cm vorstanden, erzeugten hierbei eine nützliche Ventilation. Bei der Bestimmung der Eisenverluste allein wurde die gleiche Ventilation dadurch hergestellt, dass an Stelle der Kupferstäbe

Holzstäbe von gleichen Dimensionen wie jene, in die Nuten eingelegt wurden. Vor jeder Aufnahme der Kurven, welche die Beziehung zwischen Erregerstrom und Verlusten (Fig. 27 bis 32) darstellen, lief die Maschine mit einem Erregerstrom von etwa 30 Ampère ein. Die Kurve wurde dann in mehreren Reihen derart aufgenommen, dass jedesmal vom maximalen Erregerstrom 52 bis zu 0 Ampère 5 bis 6 Punkte bestimmt und dann der Nullpunkt kontrolliert wurde. Es zeigte sich in einer grossen Reihe von Kontrollversuchen, dass der Wärmezustand des Lagers während einer solchen Reihe stationär war.

Eine Reihe von Ankern mit verschiedenen Nutenformen wurde untersucht; deren Bezeichnungen und Dimensionen sind folgende:

Anker I. Durchmesser D = 225 mm; 32 Nuten à 7 × 22,5 mm
Zahnstärke unten z_2 = 10,7 mm
Zahnteilung oben t_1 = 22,1 „

Anker II. D = 225 mm; 32 Nuten à 7 × 35 mm
z_2 = 8,2 mm
t_1 = 22,1 „

Anker III. D = 225 mm; 32 Nuten à 9 × 35,5 mm
z_2 = 6,1 mm
t_1 = 22,1 „

Anker IV. D = 226 mm; 48 Nuten à 7 × 23 mm
z_2 = 4,8 mm
t_1 = 14,8 „

Anker V. D = 226 mm; 48 Nuten à 8,5 × 23 mm
z_2 = 3,3 mm
t_1 = 14,8 „

Anker VI. D = 225 mm; 32 Nuten à 14 × 11,75 mm
z_2 = 5,8 mm
t_1 = 22,1 „

Die Ankerlänge betrug in allen Fällen 120 mm; Stärke des Ankerblechs = 0,5 mm; wirksame Ankerlänge unter Berücksichtigung der Papierisolation zwischen den Blechen: = 0,9 × 120 = 108 mm.

Der Luftzwischenraum δ war für die Anker I, II, III, und VI = 3,2 mm; für Anker IV und V = 3,15 mm. Die normalen Polschuhe I besassen eine Polbohrung von 231,4 mm; sie waren aus lamelliertem Blech von 0,55 mm Stärke hergestellt; Polbogen = 106 mm. Ausserdem wurden verwendet:

Polschuhe II: Polbohrung = 228,2 mm; lamelliert; an den Polspitzen ist jedes zweite Blech weggelassen. Polbogen 80 bezw. 120 mm.

Polschuhe III: Polbohrung = 231,4 mm; lamelliert. Polbogen 140 mm.

Anker III wurde ausserdem noch auf 222 und auf 218 mm Durchmesser abgedreht; diesen Durchmessern entsprechen die Luftzwischenräume:

D = 222 mm Polschuhe I δ = 4,7 mm
D = 218 „ „ I δ = 6,7 „
D = 222 „ „ II δ = 3,1 „

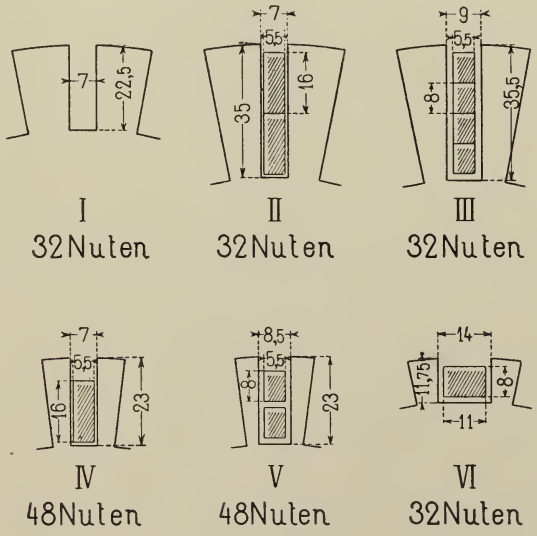
Anker IV und V besassen eine Bandagennut von 3 × 20 mm in der Mitte der Ankerlänge. Ein vierter Wert des Luftzwischenraums bei:

D = 225 mm Polschuhe I δ = 2,6 mm

wurde hergestellt, indem zwischen Polkern und Joch 0,6 mm starke Blechscheiben eingeschoben wurden.

Die Nutenformen sind in Fig. 7 dargestellt.

Fig. 7.



Nutenformen

Zur Bestimmung der maximalen Luftinduktion B_d und ideellen Zahninduktion B_{id} wurde eine Prüfspule in eine kleine Nut auf den Ankerumfang gelegt, welche eine Polteilung umfasste; die Windungszahl betrug w = 4. Die Messung der maximalen Luftinduktion kann nun nach zwei Methoden erfolgen:

1. Man kann mit Wechselstromvoltmeter den Effektivwert der bei der Rotation des Ankers in der Prüfspule induzierten E.M.K. messen, indem man die Enden der Spule an zwei Schleifringe legt. Aus der E.M.K. findet sich B_d nach der Beziehung:

$$e = 4 f_c \,.\, c \,.\, Z_{max} \,.\, w \,.\, 10^{-8} \text{ Volt.}$$

Die Methode ist nicht zu empfehlen, da e von geringer Grösse (max. 6 bis 7 Volt) ist und Wechselstromvoltmeter von dieser Grössenordnung ungünstig dimensioniert sind. Die Impedanz der Prüfspule ist gegenüber derjenigen des Instruments (etwa 60 Ohm) bedeutend, so dass eine Korrektion des Ausschlags am Voltmeter anzubringen ist; diese letztere kann dadurch erhalten werden, dass man parallel zum Voltmeter einen Ohmschen Widerstand legt, welcher gleich der Impedanz des Instruments ist; macht man zwei Messungen, bei eingeschaltetem und bei ausgeschaltetem Parallelwiderstand, deren Ergebnisse e_1 und e_2 seien, dann findet sich die induzierte E.M.K. aus:

$$e = \frac{e_1 \,.\, e_2}{2 \,.\, e_2 - e_1}$$

oder mit Annäherung:

$$e = 2 \,.\, e_1 - e_2, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (6)$$

z. B.

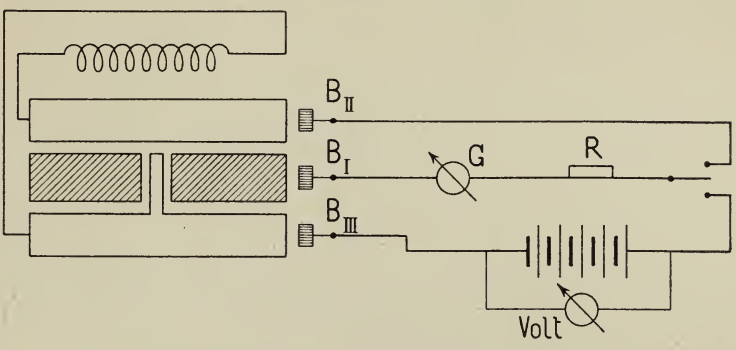
$$e_1 = 6{,}13,$$
$$e_2 = 6{,}01,$$
$$e = 6{,}25.$$

Da ausserdem die Wechselstromvoltmeter ziemlich starken Stromverbrauch haben (Westoninstrumente von einem Messbereich bis 7 Volt verbrauchen 10^{-1} Amp.), ist es nötig, die Prüfspule aus starkem Draht herzustellen.

Die zweite Methode besteht darin, dass man die Luftinduktion direkt aus dem mittels Kontaktgeber gemessenen Momentanwerte der E.M.K. bestimmt. In vielen Fällen genügt hierbei die Verwendung eines Millivoltmeters mit Vorschaltwiderstand. Bei den folgenden Versuchen wurde das oben beschriebene Spiegelgalvanometer von Siemens & Halske in den Kontaktstromkreis gelegt; der Widerstand des Gesamtstromkreises betrug etwa 20 000 Ohm; der Maximalwert der vorgekommenen E.M.K. war 10 Volt, so dass ein Maximalwert des Stromes von $i = 0{,}5$ Milliampère zu stande kam, dessen Spannungsabfall in der Prüfspule zu vernachlässigen ist. Die Anordnung geht aus Fig. 8 hervor; die beiden Schleifringe waren mit der Prüfspule verbunden; die bewegliche Bürste B_1 war an der Stelle, welche dem Maximalwerte der Luftinduktion entsprach, festgelegt. Um nicht zur Aichung

die Maschine abstellen und die Verbindung der Schleifringe mit der Prüfspule lösen zu müssen, war die Bürste B_3 vorgesehen, dieselbe schliesst mit B_1 den Aichstromkreis. Auf diese Art ist die Messung von kleinen mechanischen Aenderungen der Kontaktbürste B_1 unabhängig gemacht, indem die Aichung der Kontaktscheibe in Volt jedes-

Fig. 8.



mal in kurzer Aufeinanderfolge mit der Aufnahme eines Punktes der Charakteristik geschehen konnte. Durch Spannungsteiler wurde die Aichspannung auf ungefähr gleiche Höhe mit der gemessenen Versuchsspannung gebracht.

Bezeichne:

$l = 12$ cm die Ankerlänge,

$v = \frac{\pi D \,.\, n}{60}$ die Ankerumfangsgeschwindigkeit,

$w = 4$ Windungszahl der Prüfspule,

$\alpha =$ Ausschlag der Messung am Galvanometer,

$\alpha_c =$ „ „ Aichung „ „

$e_c =$ Aichspannung,

so ist die induzierte E.M.K.

$$e = \frac{\alpha}{\alpha_c} \,.\, e_c = 2 \,.\, l \,.\, v \,.\, w \,.\, B_d \,.\, 10^{-8} \text{ Volt.}$$

Hieraus:

$$B_d = 0{,}199 \,.\, \frac{1}{D \,.\, n} \,.\, \frac{\alpha}{\alpha_c} \,.\, e_c \,.\, 10^8; \quad \ldots \quad (7)$$

für

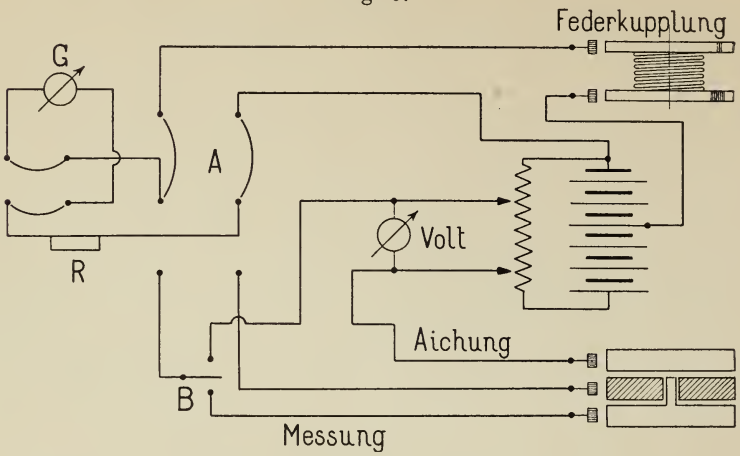
$$n = 1000, \qquad D = 225$$

ergibt sich z. B.

$$B_d = 0{,}884 \,.\, \frac{\alpha}{\alpha_c} \,.\, e_c \,.\, 10^3. \quad \ldots \quad (8)$$

Da, wie erwähnt, das Galvanometer zugleich zur Messung der Luftinduktion und für den Kontaktstromkreis der Federkuppelung zu

Fig. 9.



verwenden war, wurden die Stromkreise nach der Schaltungsskizze Fig. 9 verbunden; mittels der Wippen A und B wurden jeweils die verschiedenen Stromkreise geschlossen.

Kapitel II.

Beschaffenheit und induzierende Wirkung des Nutenfeldes.

Der vom Polschuh zum Ankerkern, bezw. umgekehrt verlaufende Kraftfluss nimmt den Weg nicht allein durch die Ankerzähne; ein Teil dieses Kraftflusses tritt durch den Luftraum der Nut; die Begrenzungsflächen, zwischen welchen dieser Streufluss in irgend einer Nut stattfindet, sind:

1. der Teil des Polbogens, welcher in einem Augenblick der Rotation dieser Nut gegenüberliegt,
2. die Nutwände,
3. der Nutenboden.

Wir unterscheiden und betrachten gesondert drei Streuflüsse, nämlich:

1. den Streufluss zwischen Polbogen und Nutwänden,
2. „ „ „ Nutwänden selbst,
3. „ „ „ Nutenboden und Nutwänden.

Durch Uebereinanderlagerung dieser drei Felder erhalten wir das resultierende Nutenfeld.

Bei den folgenden Untersuchungen wollen wir voraussetzen, dass die Polschuhe der Maschine kurz und stark dimensioniert seien, so dass die AWZ. für die Polschuhe:

$$AW_p = 0.$$

Ebenso sei angenommen, dass die AWZ. für das Ankereisen:

$$AW_a = 0.$$

1. Streufluss zwischen Polbogen und Nutwänden. Wir betrachten die Nut in zwei verschiedenen Stellungen: einmal unter dem Polbogen, dann unter der Polspitze. Befindet sich die Nut unter dem Polbogen, so wird der Streufluss zwischen Polbogen und Nutwänden die Nutmitte zur Symmetrieachse haben, wenn wir annehmen können, dass der magnetische Widerstand des meist gering gesättigten Zahnkopfes zu vernachlässigen ist, also auch etwaige Differenzen zwischen den magnetischen Widerständen benachbarter Zahnköpfe Null sind. Die Stärke dieses Streuflusses ist bei gegebener Luftinduktion abhängig vom Luftzwischenraum δ und der Nutweite $(t - z)$. Die Berechnung geschieht durch Aufzeichnen eines Kraftlinienbildes und Abmessen der Leitfähigkeit der einzelnen Kraftröhren; seien die Breiten und Längen der letzteren bezw. b_n und δ_n und seien:

$$AW_d = 0{,}8 \cdot B_d \cdot \delta \cdot k_1$$

die AW. für den Luftzwischenraum δ, so findet sich der Kraftfluss Z_n einer Röhre aus:

$$Z_n = \frac{b_n \cdot B_d \cdot \delta \cdot k_1}{\delta_n}.$$

Hierin bedeuten:

B_d: die auf die glatte Armatur reduzierte Luftinduktion; B_d = Kraftfluss pro Pol geteilt durch das Produkt: ideeller Polbogen $\times$ ideelle Ankerlänge;

k_1: einen Faktor, welcher die durch die Nuten verursachte Erhöhung des Luftwiderstandes berücksichtigt.

Die so bestimmten Werte von Z_n werden zu klein, wenn der Anker schmale Zähne besitzt, also sehr hohe Sättigungen in diesen gegeben sind. In diesem Falle gilt für eine Röhre die Summe der eben berechneten Luft-AW. und der Zahn-AW., welche vom Zahnkopf bis zu der Stelle wirken, an welcher die betrachtete Röhre in das Ankereisen eintritt.

Das Streufeld zwischen Polbogen und Nutwänden nimmt sehr grosse Stärken an, wenn die Zähne sehr hoch gesättigt sind; ist die

Nut breit und wenig tief, so kann eine Streuung zwischen Polbogen und Nutenboden stattfinden, wie dies in Fig. 10 dargestellt ist.

Befindet sich die Nut unter der Polspitze, so entsteht kein zur Nutmitte symmetrisches Kraftbild. Der Kraftfluss tritt schräg in den Nutraum ein. Da der vor der Polspitze befindliche Zahn noch sehr gering gesättigt ist, so sind für AWZ. des Nutflusses die Summe der Luft- und Zahn-AW. einzusetzen:

$$AW_n = AW_d + AW_z.$$

2. Streufluss zwischen den Nutwänden. Es sei ein Augenblick der Rotation des Ankers betrachtet, in welchem ein Zahn I

Fig. 10.

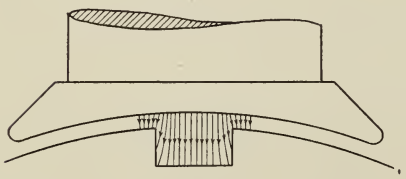
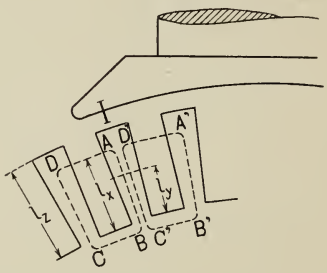


Fig. 11.



eben unter eine Polspitze getreten ist. Unter Vernachlässigung sämtlicher Streufelder würde sich die Zahninduktion an einer Stelle y, in der Höhe l_y vom Zahnfuss aus gerechnet, ergeben (Fig. 11):

$$B_y = B_l \cdot \frac{t}{z_y \cdot k_2} \quad \ldots\ldots\ldots \quad (9)$$

wenn t Zahnteilung am Zahnkopf und z_y Zahnstärke an der Stelle y bedeuten. Die B_y entsprechende AWZ. längs dy ist: $aw_y \cdot dy$. Zeichnen wir nun einen geschlossenen Linienzug ABCD, so ist die längs AB wirkende AWZ:

$$AW_{AB} = \int_B^A aw_y \cdot dy,$$

ebenso gilt zwischen C und D:

$$AW_{CD} = \int_D^C aw_y \cdot dy.$$

Da im Kreis ABCD die umschlossene Strommenge Null ist, so findet sich:

$$AW_{DA} = -(AW_{AB} + AW_{CD}) \text{ oder}$$

$$AW_{AD} = AW_{AB} + AW_{CD}. \quad \ldots\ldots \quad (10)$$

Setzen wir bei geringer Sättigung des vor der Polspitze liegenden Zahnes $AW_{CD} = 0$, so wirkt längs AD in der Höhe l_x vom Zahnfuss aus gerechnet:

$$AW_{AD} = AW_{AB} = \int_B^A a w_y \, . \, dy.$$

Die Nuteninduktion, welche dieser AWZ. entspricht, ist:

$$B_n = 1{,}25 \, . \, \frac{AW_{AB}}{b_n} \text{ proportional } AW_{AB}.$$

Dieselbe nimmt also mit AW_{AB} vom Zahnkopf zu Zahnfuss ab, und zwar am Zahnkopf langsam, gegen den Zahnfuss rascher und wird schliesslich gleich Null. Das dieser Art definierte Nutenfeld wird annähernd senkrecht zu den Nutwänden verlaufen, wenn die letzteren parallel zueinander sind.

Die Induktion, welche in einem Zahnquerschnitt l_x besteht, ist nunmehr:

$$B_{id} - \frac{1}{z} \, . \int_{l_z}^{l_x} B_n \, . \, dl_x.$$

Dieser Abnahme der Zahninduktion in Zahn I entspricht eine Abnahme der AW_{AB}; somit haben wir bei der Betrachtung eines Kreises A′B′C′D′ zwischen den Zähnen I und III eine AWZ. wirkend:

$$AW_{A'D'} = AW_{A'B'} + AW_{C'D'},$$

welche wiederum ein proportionales Feld (B'_n) erzeugt; $AW_{A'D'}$ ist kleiner als AW_{AD} und nimmt ab, je mehr bei der Rotation des Ankers die betrachtete Nut sich von der Polspitze entfernt. Liegt die Nutmitte unter der Polmitte, so wird aus Symmetriegründen:

$$AW_{AB} = - AW_{CD},$$

somit

$$AW_{AD} = 0,$$

und weiterhin das Nutenfeld Null. Wird die Nut weiter bewegt, so wird:

$$AW_{CD} > AW_{AB},$$

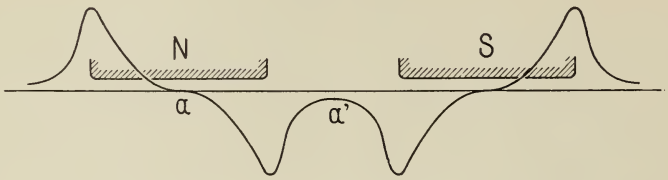
d. h. das Nutenfeld kehrt seine Richtung um; es wächst nun bis zur Polspitze. Ausserhalb der Polspitze nimmt

$$AW_{AB} + AW_{CD}$$

wieder ab, bis zu einem Minimum in der neutralen Zone und steigt dann wieder an u. s. w. Zeichnen wir die Nutenfeldinduktion in irgend einer Höhe l_x der Nut als Funktion des Ankerumfanges auf, so ergibt sich die in Fig. 12 gezeichnete Kurve, welche Nutenfeldkurve bezeichnet sei.

Eine Berechnung der Verhältnisse ist nur mit Annäherungen möglich, da einerseits die Nutinduktion jeweils von den Induktionen

Fig. 12.



benachbarter Zähne, andererseits die Zahninduktion wieder von den Induktionen benachbarter Nuten abhängt.

3. Streufluss zwischen Nutwänden und Nutenboden. Für diesen liegen die Verhältnisse ähnlich, wie für den unter 1 behandelten Fall. Der Kraftfluss durch eine Röhre ist einerseits definiert durch die Leitfähigkeit derselben, andererseits durch die AWZ., welche vom Zahnfuss bis zur Austrittstelle der Röhre aus dem Zahn wirkt. Wir denken uns das Gesamtfeld aus zwei Teilen bestehend, von welchen jeder ein Streufeld zwischen einer Nutwand und dem Nutenboden darstellt. Sind die der Nut benachbarten Zähne gleichmässig gesättigt, so sind auch die beiden Teile gleichartig gebildet und geben ein zur Nutmitte symmetrisches Feld. Ist diese Bedingung nicht erfüllt, so überwiegt einer der beiden Teile und wir erhalten das Gesamtfeld schräg durch die Nut verlaufend. Dieser Fall tritt, wie unter 2, hauptsächlich an der Polspitze auf; es gilt für ihn das unter 2 Gesagte.

Zerlegung der Felder in zwei Komponenten.

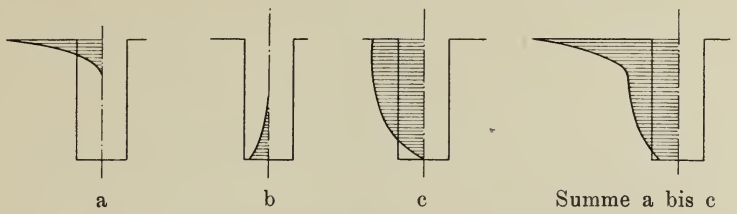
1. Eine Längskomponente, deren Richtung parallel zu den Nutwänden verläuft (Index für diese und alle zugehörigen Grössen sei: l).

2. Eine Querkomponente, deren Richtung tangential zum Armaturumfang verläuft (Index für diese und alle zugehörigen Grössen sei: q).

Die beiden Komponenten stehen senkrecht zu einander. Es findet sich dann aus dem oben Gesagten folgendes:

a) Die Längskomponente des Streuflusses zwischen Polbogen und Nutwänden nimmt von Null in der neutralen Zone gegen die Polspitze allmählich zu und behält unter dem Polbogen einen nahezu konstanten Wert; dieselbe wird vom Nutkopf gegen die Nut-

Fig. 13.



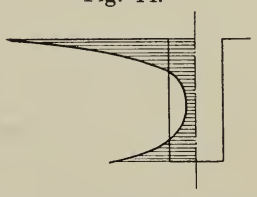
Querkomponenten der Nutenfelder a bis c und ihre Summe.

mitte sehr rasch abnehmen. Die Querkomponente dieses Streuflusses ist unter dem Polbogen nahezu Null, nimmt unter der Polspitze einen maximalen Wert an und fällt von da ab gegen die neutrale Zone zu einem Minimum ab. Aehnlich verhalten sich

b) die Komponenten des Streuflusses zwischen Nutwänden und Nutenboden.

c) Der Streufluss zwischen den Nutwänden fällt in die Richtung der Querkomponente, die Längskomponente ist somit gleich Null. Da die Maxima der einzelnen Querkomponenten unter die Polspitze fallen, ergibt auch die Summe derselben ein maximales Querfeld unter der Polspitze; der Verlauf der maximalen Querfelder längs der Nut geht aus Fig. 13 hervor. Bei der Zusammensetzung der Längskomponenten gilt, dass diejenige des ersten Streufeldes von Nutmitte gegen Nutkopf, diejenige des dritten von Nutmitte gegen Nutfuss wächst, diejenige des zweiten aber Null ist; dies ergibt längs der Nut den Verlauf des Längsfeldes nach Fig 14.

Fig. 14.



Summe der Längskomponenten der Nutenfelder a bis c.

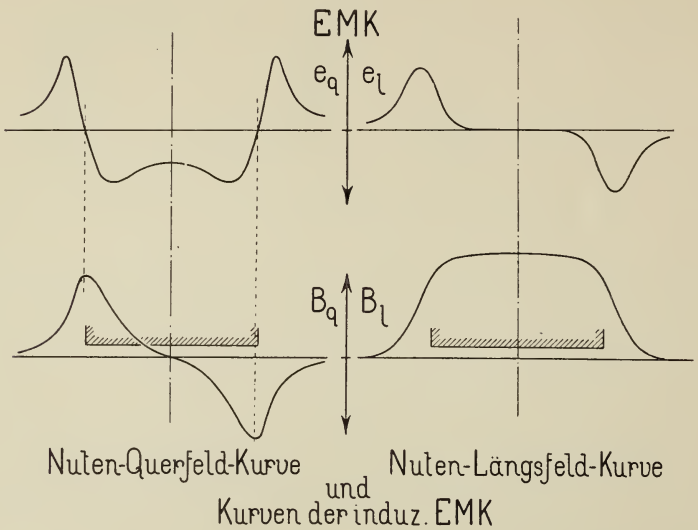
Induzierende Wirkung beider Komponenten.

Nachdem das resultierende Nutenfeld in zwei Komponenten zerlegt ist, vereinfacht sich die Betrachtung der induzierenden Wirkung desselben. Jede der beiden Komponenten stellt ein Wechselfeld dar, dessen Periodenzahl $c = \frac{p \cdot n}{60}$ ist, wenn

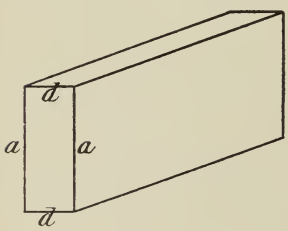
n = Tourenzahl des Ankers,
p = halbe Polzahl der Maschine sind.

Sei einmal angenommen, dass für jeden Punkt des Ankerumfanges die Luftinduktion, somit auch die Zahninduktion in Richtung der

Fig. 15.



Ankerlänge konstant sei; dann wird auch das Nutenfeld für jeden Punkt der Nut in Richtung der Ankerlänge konstant sein. Sind Z_q und Z_l die Komponenten des Feldes pro 1 cm Ankerlänge (l), so ergeben sich die Momentanwerte der E.M.Ke., welche zwischen zwei gegenüberliegenden Flächen eines Stabes mit den gezeichneten Dimensionen induziert werden zu:



$$e_q = -l \cdot \frac{dZ_q}{dt} = -l \cdot a \cdot \frac{dB_q}{dt},$$

$$e_l = -l \cdot \frac{dZ_l}{dt} = -l \cdot d \cdot \frac{dB_l}{dt},$$

worin

B_q = mittlere Querinduktion,
B_l = „ Längsinduktion.

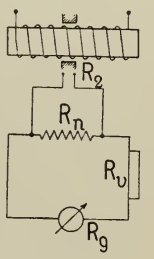
Die Richtung der E.M.Ke. ist senkrecht zu den induzierenden Feldern und ergibt sich aus der Korkzieherregel. Zeichnen wir nach den Gleichungen zu den oben entworfenen Nutenfeldkurven nun die

Momentanwerte der E.M.Ke. als Funktion des Ankerumfanges, so ergeben sich die Kurven der Fig. 15. Beide Kurven zeigen starke elektrische Induktionswirkungen vor der Polspitze. Die Längskomponente induziert unter dem Pol nur gering; die Querkomponente induziert unter dem Polbogen in entgegengesetzter Richtung als vor der Polspitze, da das bis zur Polspitze anwachsende Querfeld hinter derselben wieder abnimmt, um von Polmitte an auf das entgegengesetzte Maximum anzusteigen.

Experimentelle Beispiele von Nutenfeldern und Nutenfeldkurven.

1. Ballistische Messung des Nutenfelds. — Versuchsanordnung und Aichung. — Zur Messung wurden kleine Prüfspulen von $w_n = 5$ Windungen an verschiedene Stellen der Nut gebracht und der Ausschlag am ballistischen Galvanometer beobachtet, wenn jeweils der gleiche Erregerstrom unterbrochen wurde; als ballistisches Galvanometer diente das Instrument von Siemens & Halske, welches auch für den Kontaktstromkreis der Kuppelung verwendet wurde. Die Aichung des Instruments geschah mit eisenfreier Induktionsspule derart, dass der Widerstand des Galvanometerstromkreises derselbe war, wie bei der Messung; dieser Widerstand ist massgebend für die Dämpfung und somit für den Proportionalitätsfaktor des ballistischen Galvanometers. Es wurde nach nebenstehender Schaltung (Fig. 16) die Nutprüfspule parallel zur Sekundäraichspule gelegt [1]). Es verläuft nun nur ein Teil (q_g), der durch Unterbrechung des Primärstromes entstehenden Elektricitätsmenge (q_2) durch das Galvanometer.

Fig. 16.



$$q_g = q_2 \cdot \frac{R_n}{R_n + R_v + R_g} = q_2 \cdot \frac{R_n}{R_{tot}}. \quad . \quad . \quad . \quad (11)$$

Es waren:

$R_n = 1{,}84$ Ohm,
$R_g = 25{,}5$ „
$R_v = 25{,}0$ „

Die Messung ergab bei unterbrochenen Strömen i_1 die Werte der Tabelle für die Ausschläge α_2:

---

[1]) Diese Anordnung war deswegen nötig, weil der Widerstand der Sekundäraichspule (99,1 Ohm) allein schon grösser war, als der Gesamtwiderstand ($R_{tot} = 52{,}3$ Ohm $= R_n + R_v + R_g$) des Stromkreises der Messung (s. Fig. 16).

i_1 Amp.	a_2	$\frac{i_1}{a_2}$
25,0	190	$1{,}32 \cdot 10^{-1}$
20,0	147	$1{,}36 \cdot 10^{-1}$
15,0	112	$1{,}34 \cdot 10^{-1}$
12,4	92	$1{,}35 \cdot 10^{-1}$
7,5	55	$1{,}36 \cdot 10^{-1}$
4,9	36	$1{,}36 \cdot 10^{-1}$

Mittel: $\frac{i_1}{a_2} = 1{,}35 \cdot 10^{-1}$.

Die Tabelle zeigt, dass der Proportionalitätsfaktor (C_b) des Instruments über den verwendeten Messbereich konstant war; C_b findet sich aus folgender Gleichung:

$$C_b = \frac{q_g}{\alpha_2} = \frac{q_2}{\alpha_2} \cdot \frac{R_n}{R_{tot}} = \frac{R_n}{R_{tot}} \cdot \frac{w_1 \cdot w_2}{l_1 \cdot R_{tot_2}} \cdot \frac{(D \cdot \pi)^2}{10} \cdot \frac{i_1}{\alpha_2}, \quad (12)$$

worin R_{tot_2} aus obiger Figur:

$$R_{tot_2} = R_2 + \frac{R_n \cdot (R_g + R_v)}{R_{tot}}.$$

Bei der Messung findet sich nun der Kraftfluss Z_n durch die Prüfspule aus dem Ausschlag α_b wie folgt:

$$Z_n = \frac{R_{tot} \cdot C \cdot \alpha_b}{w_n} = 405 \cdot \frac{\alpha_b}{w_n}. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (13)$$

Der Querschnitt der Prüfspulen betrug:

1. $0{,}8 \times 12$ cm, somit $B_n = 8{,}45 \cdot \alpha_b$,
2. $0{,}6 \times 12$ „ „ $B_n = 11{,}28 \cdot \alpha_b$, ... (14)

wobei B_n die mittlere Induktion der Prüfspule bedeutet.

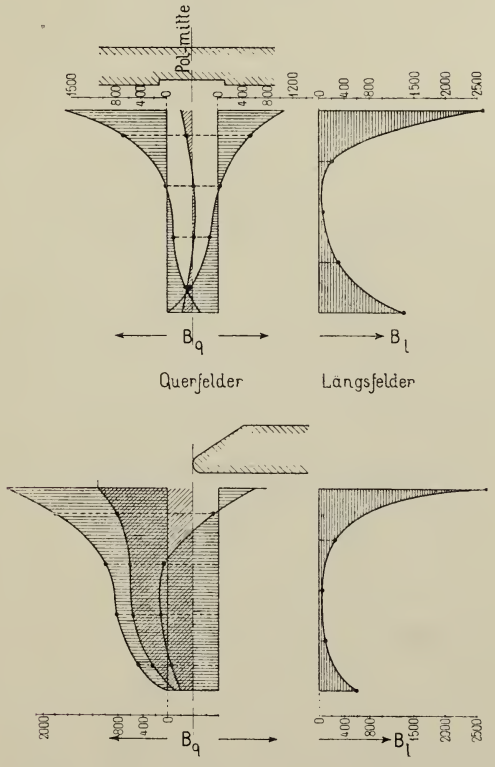
Es wurden die Nutenfelder für zwei Anker untersucht:

a) Anker III mit 32 Nuten à $9 \times 35{,}5$ mm; untersuchte Nut war zuerst unter der Polspitze (Fig. 17b), dann unter der Polmitte (Fig. 17a). Die Prüfspule wurde längs der Nutwände und längs der Nutmitte in je fünf Lagen von Nutkopf bis Nutfuss gebracht; auf diese Art ergab sich die an den betrachteten Stellen bestehende mittlere Querinduktion. Sodann wurde die Prüfspule quer in die Nut gelegt und die Längsinduktion wiederum in fünf verschiedenen Höhen gemessen. Der unterbrochene Erregerstrom war 35 Ampère; diesem Strom entspricht eine Luftinduktion $B_d = 7000$.

b) Anker IV mit 48 Nuten à 7×23 mm; untersuchte Nut war wiederum zuerst unter der Polspitze (Fig. 18b), dann unter der Pol-

mitte (Fig. 18a). Die Prüfspule wurde analog der Untersuchung des Ankers III in je drei verschiedene Nuthöhen gebracht. Der unterbrochene Erregerstrom war 40 Ampère; es entspricht ihm die gleiche Luftinduktion $B_d = 7000$. Die Resultate in den Fig. 17 und 18 zeigen die Längs- bezw. Querkomponenten der Nutinduktion in Abhängigkeit von der Nuthöhe. Die Werte der Querinduktion sind als Abscissen abgetragen, die Ordinatenachsen werden bezw. von den Nut-

Fig. 17a und b.

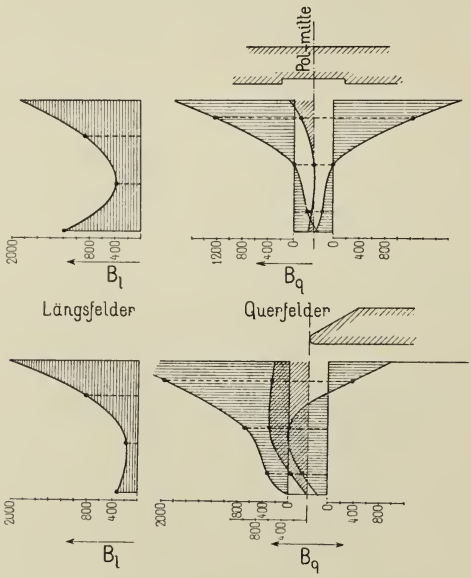


wänden und der Nutmitte gebildet. Die Werte der Längsinduktion sind in den neben den Nuten angeordneten Figuren wiedergegeben. Die Querinduktion zeigt in der Nutmittellinie im wesentlichen den aus obigen Erörterungen hervorgehenden Verlauf. Sie nimmt an der Polspitze von Nutkopf bis Nutfuss ab; unter der Polmitte ist sie längs der Nut nahezu Null. An den Nutwänden zeigen sämtliche Diagramme starke Querkomponenten. Diese haben ihre Ursache darin, dass die oben unter 1 und 3 behandelten Streufelder senkrecht in die Nutwände eintreten, während sie im Nutraum unter dem Polbogen

eine geringe Querkomponente besitzen. — Die Längsinduktion nimmt vom Nutkopf an sehr rasch ab, ist in der Nutmitte nahezu Null und wächst entsprechend der Zahnfussinduktion am Nutenboden wieder an.

2. Ballistische Bestimmung der Nutenfeldkurve und Messung der durch das Nutenfeld induzierten E.M.Ke. Um die Abhängigkeit des Nutenfeldes von der Stellung der Nut am Ankerumfang zu untersuchen, wurden wiederum Prüfspulen in die Nut gelegt; der Ausschlag am ballistischen Galvanometer wurde gemessen, wenn bei verschiedenen Lagen der Nute längs der Polteilung ein konstanter Erregerstrom der Maschine unterbrochen wurde. Die

Fig. 18a und b.



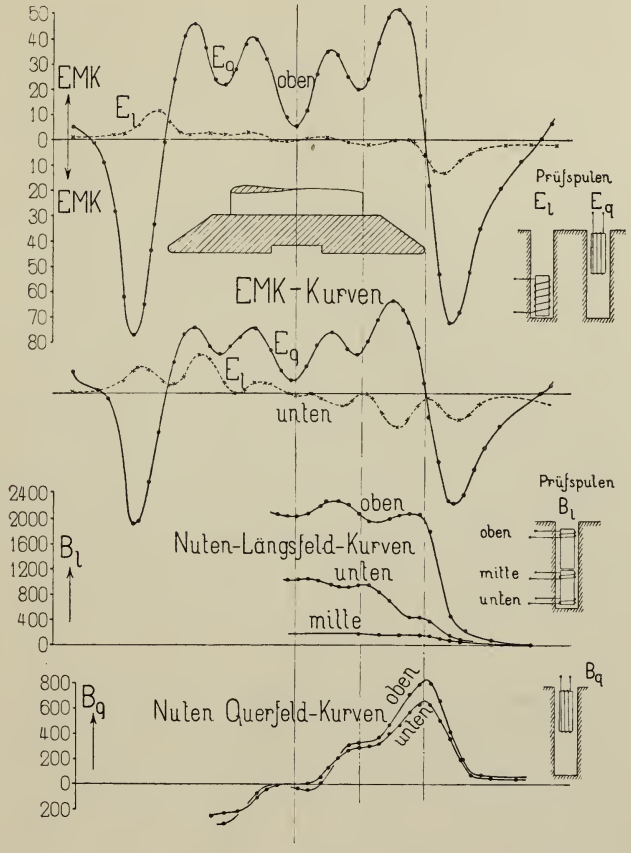
Prüfspulen waren um die Kupferstäbe gewickelt, welche später zu den Messungen der Wirbelstromverluste verwendet wurden; sie sind in Fig. 19 für Anker III, in Fig. 21 für Anker V und in Fig. 23 für Anker VI skizziert. Die Windungszahl der Prüfspulen betrug zwischen 5 und 7. Die Berechnung der mittleren Induktionen B_q und B_l aus den Ausschlägen des ballistischen Galvanometers erfolgte analog den Rechnungen der Gleichungen (12 bis 14).

Zur Messung der von den Nutenfeldern bei rotierendem Anker induzierten E.M.Ke. (E_q und E_l) wurden die Prüfspulen mit dem Kontaktgeber nach Fig. 8 verbunden, wobei das Schaltungsschema und die Anordnung zur Aichung dieser Figur beibehalten blieben. Der

Vorschaltwiderstand R wurde in jedem Falle so gewählt, dass der Ausschlag an der Skala „Millivolt pro eine Windung“ ergab. Die Aichung wurde während der Messung beständig kontrolliert. Die Aufnahme der Kurven geschah von 2^0 zu 2^0; eine Polteilung umfasste 90^0.

Die in den Fig. 20 bis 22 wiedergegebenen Feldkurven wurden

Fig. 19.



mit der gleichen Messanordnung aufgenommen, welche auch zur Bestimmung der maximalen Luftinduktion diente.

Zur Wiedergabe der Kurven in den Fig. 19 bis 23 ist zu bemerken, dass die

Massstäbe für die Nutinduktionen in „Induktion pro cm^2“,
Massstäbe für die Luftinduktion in „Induktion pro cm^2“,
Massstäbe für die induzierten E.M.Ke. in „Millivolt“

angegeben sind.

Es sind folgende Kombinationen von Ankern und Polschuhen dargestellt:

Fig. 19:	Anker III	Polschuhe I	Erregung:	AW = 7000
				B_d = 7000
„ 20:	„ III	„ II	„	AW = 7700
				B_d = 7100
„ 21:	„ V	„ I	„	AW = 8000
				B_d = 6000
„ 22:	„ V	„ III	„	AW = 8200
				B_d = 6000
„ 23:	„ VI	„ I	„	AW = 7000
				B_d = 6700

Diskussion der Kurven: Gegenüber den oben angestellten Betrachtungen zeigen die Kurven eine Abweichung, welche ihre Ursache in der Form der Polschuhe hat; der Polbogen besitzt im Verhältnis zur Breite der Magnetschenkel bedeutende Länge; die dadurch hervorgerufene Polspitzensättigung bewirkt, dass die Luftinduktion unter dem Polbogen nicht konstant ist, sondern von der Polspitze an gegen die Magnetschenkel weiter anwächst. Um die Verhältnisse zu zeigen, wurden jeweils die Polschuhe in die Figuren eingezeichnet und die Begrenzungslinien der Polspitzen und der Magnetschenkel durch die einzelnen Kurven gezogen. Am deutlichsten ist die Wirkung der gesättigten Polspitzen bei den Polschuhen III Fig. 22 zu sehen.

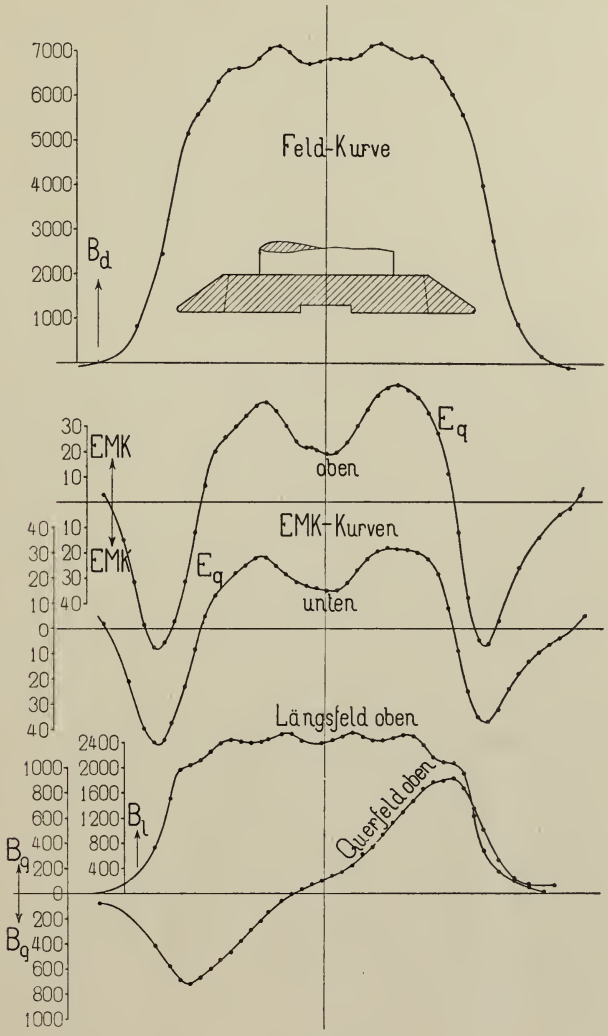
Kleinere Abweichungen sind auch noch verursacht durch die Vertiefungen in der Polmitte, in welche die Polschuhschraubenköpfe versenkt waren.

a) Das Nutenquerfeld nimmt nun von Polspitze bis zur Polmitte nicht mehr gleichmässig ab, wie Fig. 19 erkennen lässt; es bleibt an der Stelle, welche der Begrenzungsfläche des Magnetschenkels entspricht, annähernd konstant, und nimmt erst hinter dieser Stelle gegen die Polmitte wieder rasch ab; dementsprechend zeigt die E.M.K.-Kurve variable Werte der E_q unter dem Polbogen; die Polschuhe I der Fig. 19 wurden in Fig. 21 mit dem Anker V kombiniert und ergeben dort eine ähnliche Form der E.M.K.-Kurve. Bei den sehr langen Polschuhen III mit Anker V, Fig. 22, ist das Querfeld eingezeichnet, dasselbe ist allerdings nicht aufgenommen, sondern aus der Beziehung: E_q proportional $\left(-\frac{dB_q}{dt}\right)$ skizziert. Deutlich ist hier ein nochmaliges Anwachsen des Querfeldes bei den Magnetschenkeln zu erkennen. Bei den Polschuhen II, Fig. 20, wird eine Abrundung der Feldkurve er-

zeugt, und dieser entspricht die gefundene Abrundung der Querfeldkurve, durch welche die markanten Stellen verwischt werden.

b) Das Nutenlängsfeld lässt in Fig. 23 bei Polschuhen I, Anker IV unschwer die gleichen Verhältnisse erkennen. In Fig. 19

Fig. 20.



ist das Längsfeld für drei Punkte der Nuthöhe (oben, mitten und unten) dargestellt. In der Mitte ist das Längsfeld durchwegs schwach; die obere und untere Kurve sind voneinander verschieden, da jene den Luft-AW., diese den Zahnfuss-AW. benachbarter Zähne proportional

Fig. 21.

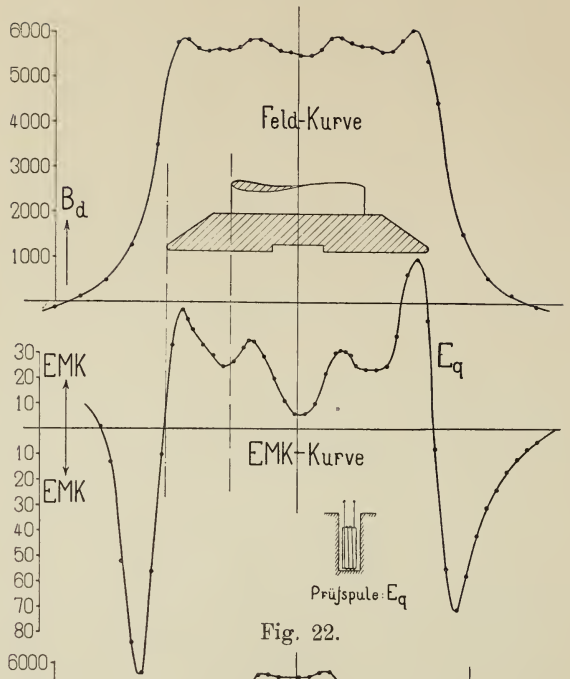
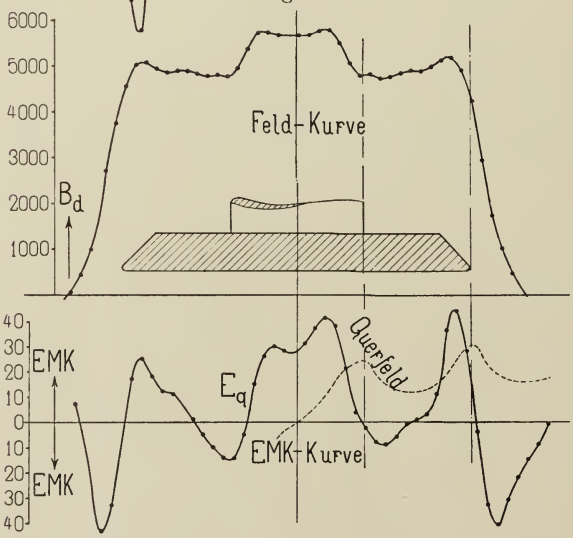


Fig. 22.

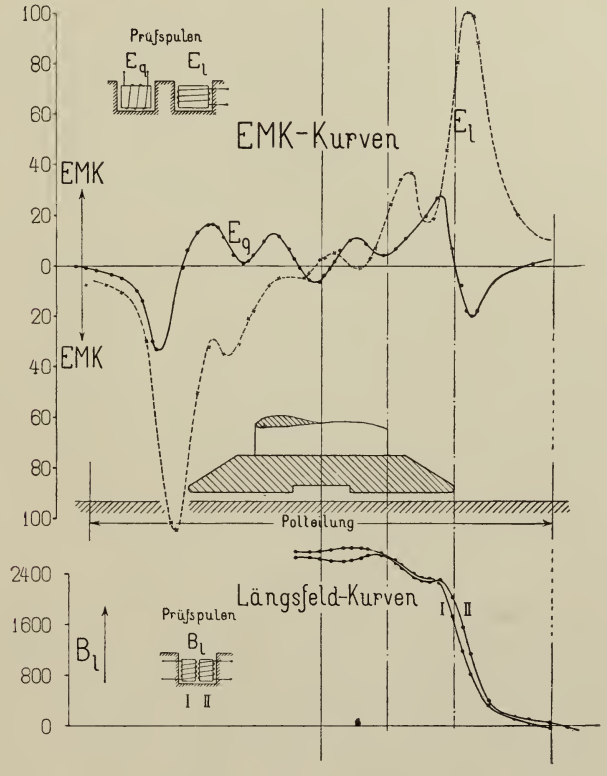


ist. Entsprechend zeigen auch die E.M.K.-Kurven E_l Verschiedenheiten. Diese Kurven ergeben sich wieder aus:

$$E_l \text{ porportional } \left(-\frac{d\,B_l}{d\,t}\right).$$

In der oberen Nuthälfte wächst das Längsfeld hauptsächlich vor der Polspitze rasch an, später bei der Annäherung gegen die Magnetschenkel nur weniger; entsprechend wird auch die maximale E.M.K. vor der Polspitze induziert. In der unteren Nuthälfte wächst B_l hauptsächlich, wenn die Nut die Polspitze passiert hat, da erst dann beide benachbarte Zähne gesättigt sind; so erklärt sich, dass das Maximum der E.M.K.-Kurve E_l für die untere Nuthälfte erst unter dem Polschuh eintritt.

Fig. 23.

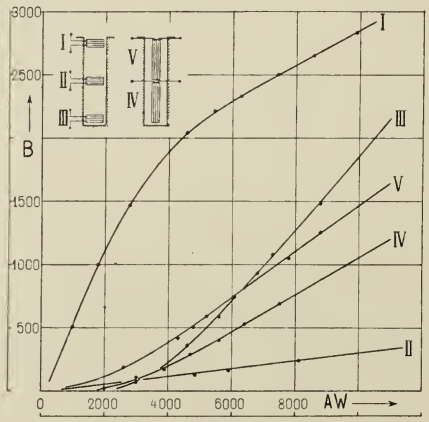


Der Vergleich der Grössenordnung von Quer- und Längsfeld ergibt in Fig. 19 und 20, dass die maximale Längsinduktion am Zahnkopf das Zwei- und Mehrfache der Querinduktion beträgt; da aber erstere vom Zahnkopf und Zahnfuss gegen Zahnmitte sehr rasch abnimmt, so wird der mittlere Wert der Längsinduktion nicht bedeutend überwiegen. Weiterhin ist bei den tiefen Nuten der Anker III und V die Fläche einer Spule, welche vom Querfluss durchsetzt wird, nahezu das Dreifache von derjenigen des Längsflusses; infolgedessen überwiegt

die induzierte E.M.K. E_q in Fig. 19 bedeutend gegenüber E_l; dasselbe würde für Fig. 20 bis 22 gelten. Da bei der Effektbildung E^2 massgebend ist, ergibt sich um so mehr, dass in Ankern mit schmalen und tiefen Nuten, wie sie in den Fällen der Anker I bis V gegeben sind, hauptsächlich die Querfeldinduktion zur Erzeugung von Wirbelstromverlusten beiträgt, während hingegen die Längsfeldinduktion nur von geringer Wirkung ist. Bei den breiten Nuten des Ankers VI (Fig. 23) tritt die entgegengesetzte Erscheinung auf; in diesem Falle wirkt hauptsächlich das Längsfeld und erzeugt, wie wir unten sehen werden, sehr bedeutende Verluste.

Schliesslich ist noch in Fig. 24 die Abhängigkeit der maximalen Nutenfelder von der Erregung dargestellt. (Die Abscissen sind durch

Fig. 24.



die Ampèrewindungen der Feldmagnete gebildet, die Ordinaten stellen die gemessenen Nutinduktionen an den bezeichneten Stellen I bis V dar.) Die Kurven gelten für Anker III mit Polschuhen I; die Längsfelder I bis III sind unter der Polmitte, die Querfelder IV und V unter der Polspitze aufgenommen. Die für die Höhe des Nutkopfes gültige Kurve I zeigt, dass das Längsfeld dort wesentlich von den Luft-AW. erzeugt wird; alle übrigen Kurven lassen die Abhängigkeit der Nutenfeldkomponenten von den Zahn-AW. erkennen. Nur Kurve V zeigt schon bei niedrigen Werten der Erregung, bei welchen die Zahnsättigung noch gering ist, ein stetiges Wachsen des Querfeldes in der oberen Nuthälfte; die Ursache liegt darin, dass die Prüfspule bei der Anordnung zum Teil noch im Bereich des zwischen Polbogen und Nutwänden bestehenden Streufeldes liegt.

Kapitel III.

Die Wirbelstromverluste in Kupferleitern.

In einem von einem homogenen Wechselfeld durchsetzten Kupferstab von der Länge l und den Querschnittseiten a und d wird ein Wirbelstromeffekt erzeugt:

$$W_{Cu} = k \cdot \frac{1}{\rho} c^2 \cdot f^2 \cdot B_n{}^2 \cdot d^3 \cdot l \cdot a, \quad . \quad . \quad . \quad (15)$$

hierin bedeuten:

k einen Zahlenfaktor, welcher der Integration und dem Masssystem entspricht,

ρ den spezifischen Widerstand des Kupferstabes,

c die Periodenzahl des Wechselfeldes,

f den Formfaktor der dem homogenen Wechselfeld entsprechenden E.M.K.-Kurve,

B_n die Induktion pro cm^2 des Wechselfeldes; letzteres ist parallel zur Seite a.

Sei nun a in Richtung des Nutenquerfeldes, d in Richtung des Nutenlängsfeldes fallend, so ist unter der Annahme, dass B_q und B_n im Nutraum konstant wäre, der Verlust pro 1 cm^3 eines Kupferstabes zusammengesetzt aus den durch die Einzelfelder hervorgerufenen Verlusten:

$$\left.\begin{aligned} a)\ w_{cu_1} &= \frac{1}{\rho} \cdot k \cdot c^2 \cdot f_1{}^2 \cdot B_q{}^2 \cdot d^2 \\ b)\ w_{cu_2} &= \frac{1}{\rho} \cdot k \cdot c^2 \cdot f_2{}^2 \cdot B_l{}^2 \cdot a^2 \end{aligned}\right\} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (16)$$

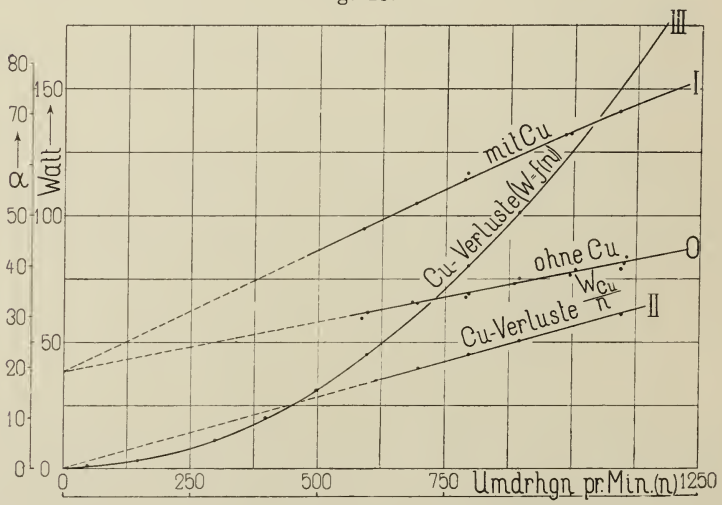
Wir sehen, dass die einer Feldkomponente entsprechenden Verluste pro 1 cm^3 des Stabes mit dem Quadrate dieser Feldkomponente anwachsen. Ist die Nutenfeldkomponente nach der zu ihrer Richtung senkrecht stehenden Stabseite nicht homogen, so tritt an Stelle der zweiten Potenz von d (a) in obiger Gleichung eine niedrigere Potenz ein. Eine rechnerische Verfolgung der Aufgabe ist dann nicht mehr möglich und um so mehr illusorisch, als schon eine Berechnung der Nutenfeldkomponenten selbst nur sehr approximativ erfolgen könnte. Wir sehen deshalb davon ab, Formeln zur Berechnung der Verluste abzuleiten, und wollen in folgendem die aus den Versuchen gewonnenen Ergebnisse über die Wirbelstromverluste wiedergeben. Dieselben sind an den Ankern I bis VI ausgeführt; da sie nur Spezialfälle behandeln,

so ist bei ihrer Uebertragung auf andere Fälle mit Vorsicht vorzugehen. Die komplizierte von Nutenweite, Zahnform, Luftzwischenraum abhängige Gestalt des Nutenfeldes, die Lage und Dimension der Kupferstäbe geben von Fall zu Fall variable Verhältnisse, so dass genauere Zahlen nur anzugeben sind, wenn noch weitere Versuchsresultate bekannt und mit den hier gewonnenen vereinigt werden. Dem Konstrukteur werden immerhin die folgenden Zahlen bei der Berechnung von Maschinen, und zwar bei der Dimensionierung und Beanspruchung der Zähne und des Ankerkupfers von Wert sein.

Abhängigkeit der Verluste von der Periodenzahl.

Zu dem Versuch ist Anker VI verwendet; es waren 32 Kupferstäbe à 8 × 11 mm eingelegt. Die Aufnahme geschah derart, dass

Fig. 25.



bei jeder Tourenzahl die konstante Erregung 5200 AW. eingestellt wurde; dies ergab den Wert α_1 an der Skalenteilung der Kuppelung. Vor und nach der Aufnahme wurde der Wert α' an der Skalenteilung der Kuppelung bei unerregter Maschine bestimmt; waren diese beiden Werte nicht gleich, so wurde deren Mittel gebildet; es ist dann:

$$\alpha = \alpha_1 - \alpha'_{\text{mittel}}.$$

Das Resultat ist in Fig. 25 wiedergegeben; dasselbe lässt mit grosser Genauigkeit die in obiger Formel (15) angegebene quadratische Beziehung zwischen den Verlusten und der Periodenzahl erkennen.

Fig. 26.

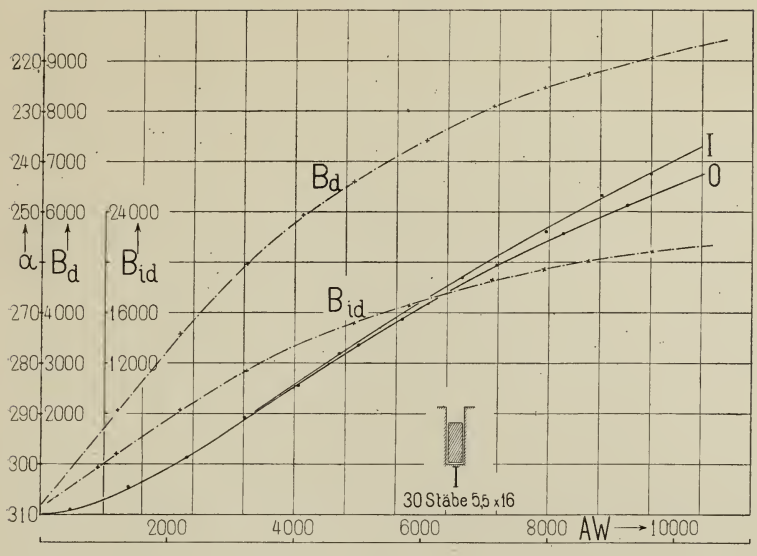
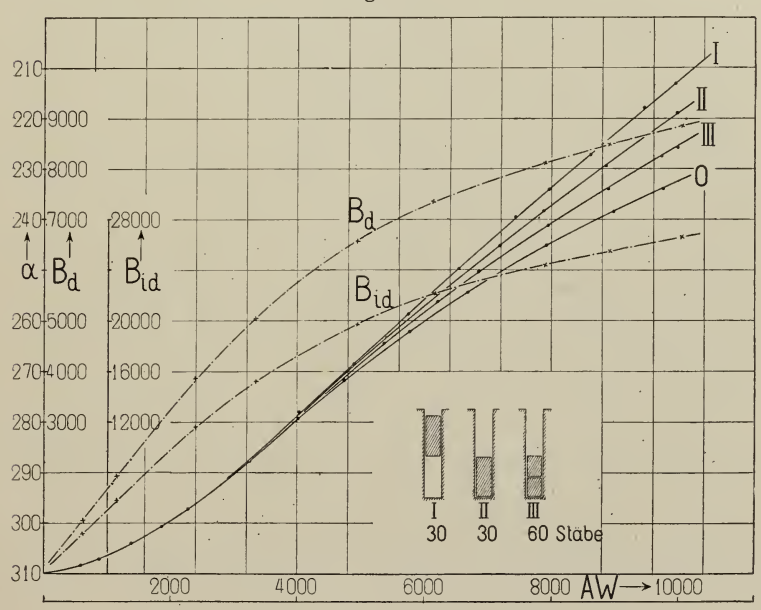


Fig. 27.



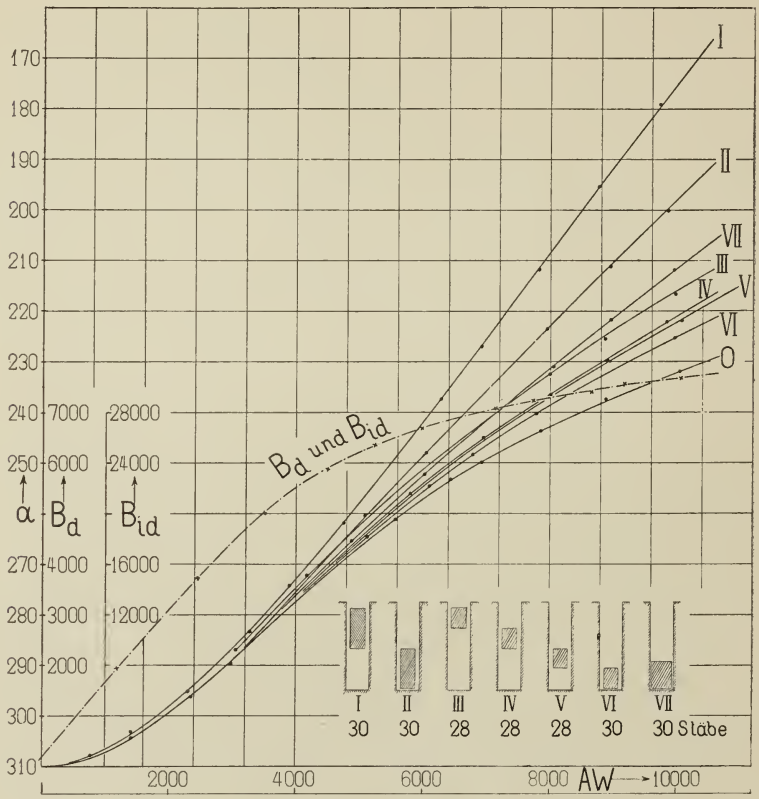
Die Darstellung ist derart, dass als Abscissen die Tourenzahlen aufgetragen sind; die Ordinaten geben einmal die gemessenen Werte der Skalenteilung an der Kuppelung, wobei Kurve O ohne Kupferstäbe,

Kurve I mit Kupferstäben aufgenommen ist. Die Differenz der beiden Kurven ergibt in Kurve II das den Kupferverlusten entsprechende Drehmoment. Aus der Beziehung:

$$W_{cu} = 4{,}44 \cdot n \cdot \alpha_{II} \cdot 10^{-3} \text{ Watt}$$

ergeben sich aus Kurve II die Kupferverluste selbst; dieselben sind in Kurve III aufgetragen.

Fig. 28.

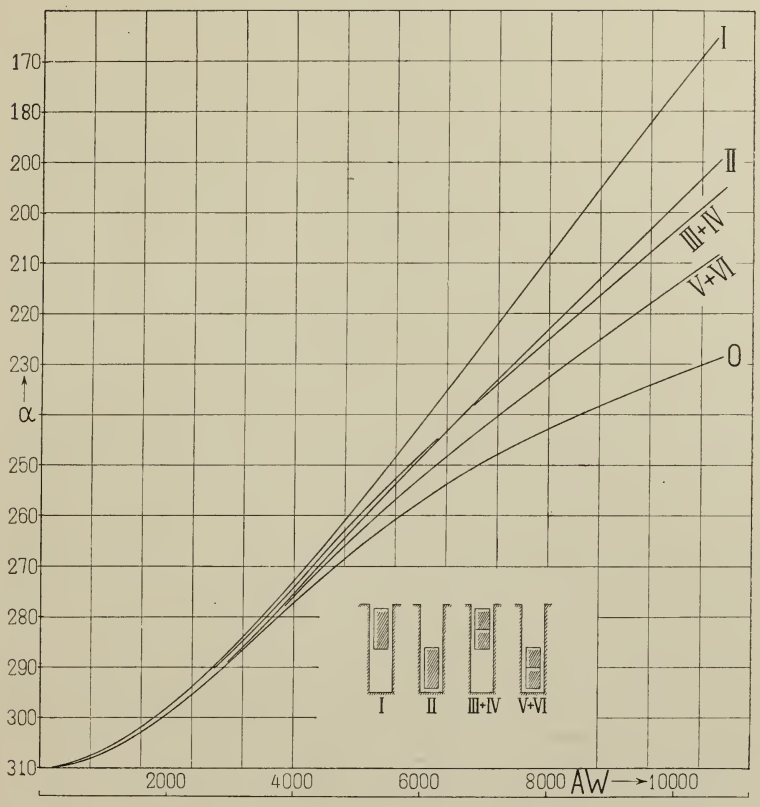


Abhängigkeit der Verluste von der ideellen Zahninduktion B_{id}.

Bei der Wiedergabe der Versuchsresultate wurden zunächst die bei der Messung gewonnenen Werte in den Fig. 26 bis 32 direkt aufgezeichnet. Als Ordinaten sind die an der Gradteilung der Federkuppelung abgelesenen Verdrehungswinkel aufgetragen, welche nach Kapitel I proportional dem übertragenen Drehmoment und bei konstanter Tourenzahl proportional der übertragenen Leistung sind. Als Abscissen sind die AW pro Polpaar der Versuchsmaschine verwendet.

In die gleichen Figuren wurden bei der gleichen Abscissenskala auch die Charakteristiken für die verschiedenen Anker eingezeichnet; als Ordinaten wurden einmal die Werte der Luftinduktion B_d und dann die Werte der maximalen ideellen Zahninduktion B_{id} aufge-

Fig. 29.



tragen. B_{id} ist nach den Seite 10 angegebenen Ankerdimensionen aus der Beziehung berechnet:

$$B_{id} = B_d \cdot \frac{t_1}{k_2 \cdot z_2}. \quad \ldots \ldots \quad (17)$$

Hierin: t_1 = Zahnteilung am Zahnkopf,
z_2 = Zahnstärke am Zahnfuss,
k_2 = Faktor, welcher die Isolation zwischen den Ankerblechen berücksichtigt.

Die Einzeichnung der bei den Versuchen ermittelten Punkte in die Fig. 26 bis 32 erübrigt eine tabellarische Zusammenstellung derselben.

Zu gleichen Abscissenwerten der Figuren finden sich nun jeweils zusammengehörige Werte von B_d und W_{cu} bezw. B_{id} und W_{cu}; mit

Fig. 30.

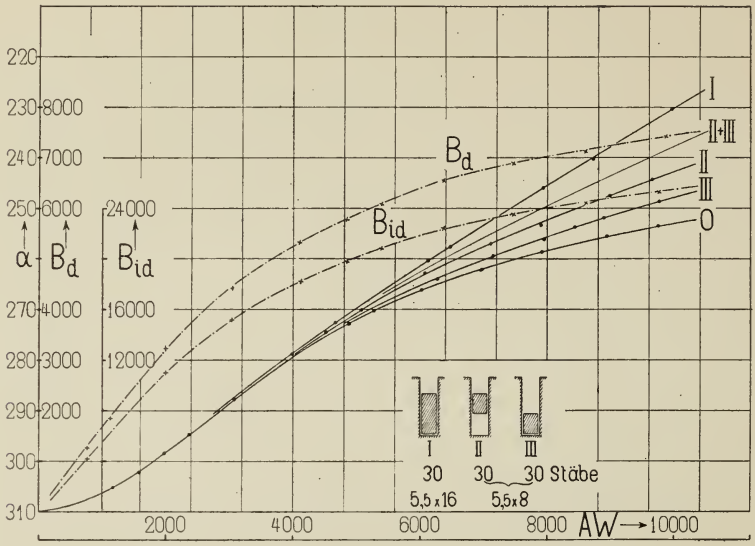
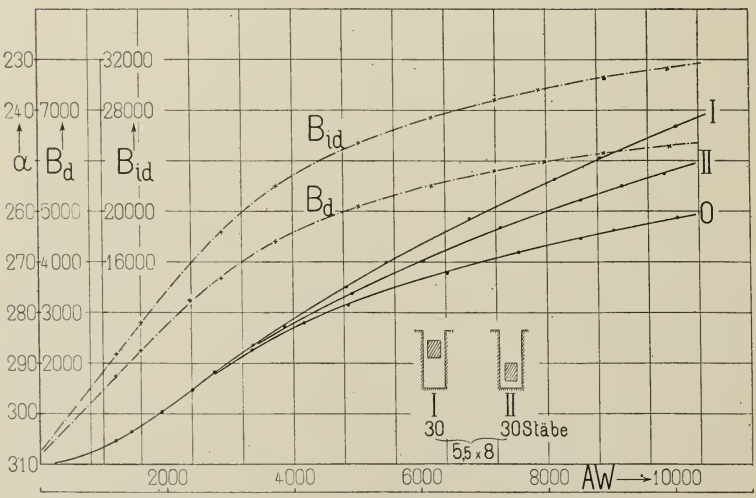


Fig. 31.

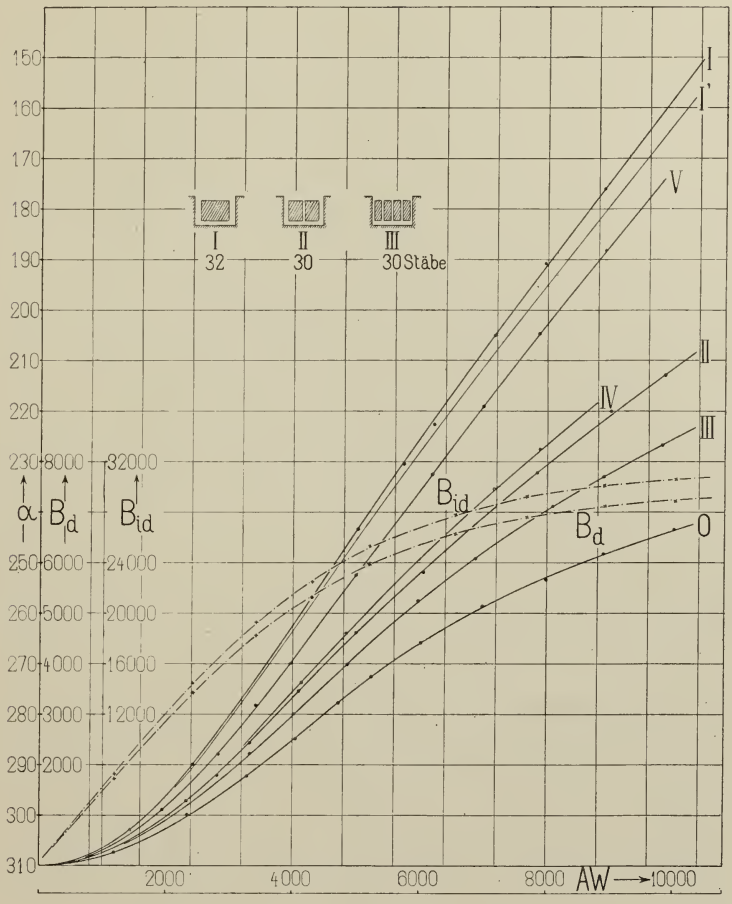


W_{cu} ist hierbei der der Versuchsanordnung entsprechende Gesamtkupferwirbelstromverlust, mit w_{cu} der auf 1 cm³ reduzierte Verlust benannt.

Die sämtlichen folgenden Versuche wurden bei einer Tourenzahl n = 1000 aufgenommen; dies ergibt die Periodenzahl: c = 33,3.

Die einem gegebenen Versuche entsprechende Kurve ist in den Figuren bezeichnet: Zahl und Dimensionen der Kupferstäbe, sowie An-

Fig. 32.



ordnung derselben in der Nut finden sich auf jedem Kurvenblatt. Die Kurven 0 bezeichnen jedesmal die Ankerverluste ohne Kupferstäbe.

In den Fig. 27 bis 31 ist zunächst der Einfluss der Lage eines Stabes in der Nut zu erkennen. In Fig. 30 sind die Verluste in 5,5 × 8 mm-Stäben oben mehr als doppelt so gross wie unten (Kurven II und III). In Fig. 28 sind 5,5 × 8 mm-Stäbe in vier verschiedene Höhenlagen der Nut von 9 × 35,5 mm gebracht; es zeigt sich auch

Fig. 33.

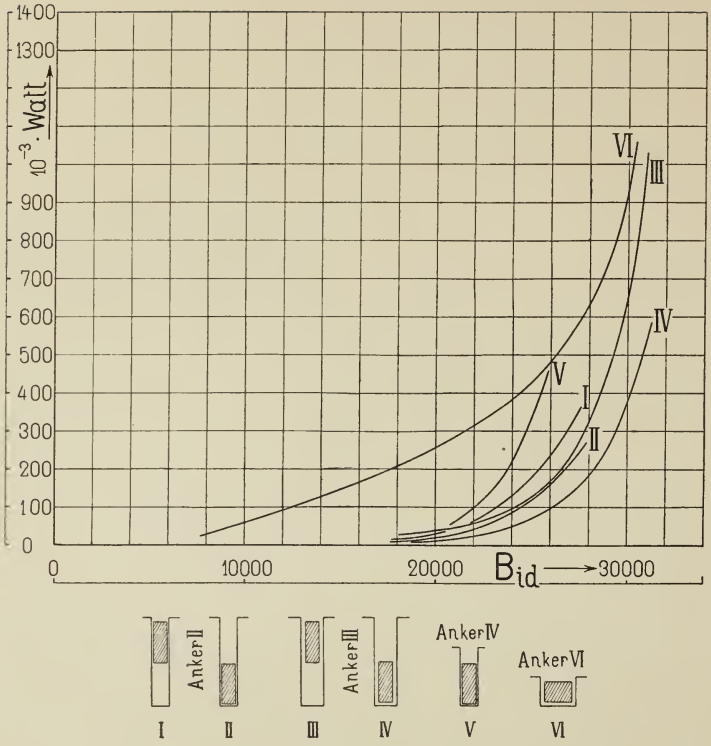
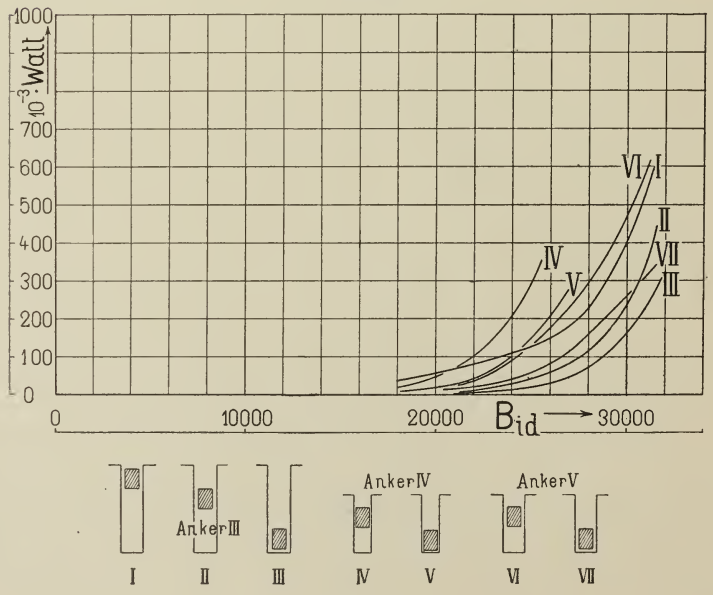

1400
1300
10^{-3} · Watt
900
800
700
600
500
400
300
200
100
0
0
10000
20000
B_{id}
30000
VI
III
IV
V
I
II
AnkerII
AnkerIII
AnkerIV
AnkerVI
I
II
III
IV
V
VI

Fig. 34.


1000
10^{-3} · Watt
700
600
500
400
300
200
100
0
0
10000
20000
B_{id}
30000
VI
I
II
VII
IV
V
III
AnkerIII
AnkerIV
AnkerV
I
II
III
IV
V
VI
VII

Tabellen der Wirbelstromverluste in Abhängigkeit von B_{id}
(zu den Fig. 33 bis 36).

I. Stäbe à 5,5 × 16 mm (Fig. 33).

Anker I.

B_{id}	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/1 cm³	s_w Amp./1 mm²
18 000	3	20	1,07
19 000	5	31,5	1,35
20 000	8	45	1,61
21 000	10	64	1,92

Anker II.

oben				unten		
B_{id}	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²
18 000	2	14	0,90	1,5	10	0,76
20 000	4	30	1,32	3	21	1,10
22 000	9	63	1,81	6	42	1,56
23 000	13	91	2,30	8,5	60	1,86
24 000	18,5	130	2,74	12,5	88	2,25
25 000	25,5	179	3,22	17	119	2,62
26 000	34	238	3,71	23	161	3,04

Anker III.

oben				unten		
B_{id}	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²
20 000	6	42	1,56	1	7	0,63
22 000	9	63	1,91	3,5	25	1,20
24 000	14	98	2,38	7,5	53	1,75
25 000	18	126	2,70	10	70	2,01
26 000	24	168	3,12	13,5	95	2,34
27 000	32,5	227	3,62	18	126	2,70
28 000	45	315	4,27	26	182	3,24
29 000	64	448	5,09	37,5	263	3,90
30 000	91,5	640	6,08	53,5	375	4,65
31 000	128	896	7,19	78	546	5,61

Anker IV.

B_{id}	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²
20 000	4,5	39	1,50
21 000	7	61	1,88
22 000	10,5	92	2,30
23 000	16,5	144	2,88
24 000	25,5	223	3,59
25 000	38,5	337	4,41

II. Stäbe à 5,5 × 8 mm (Fig. 34).

Anker III.

	oben			Mitte			Mitte			unten		
B_{id}	α	w_{cu}	s_w	α	w_{cu}	s_w	α	w_{cu}	s_w	α	w_{cu}	s_w
20 000	3,5	53	1,75									
22 000	5,5	83	2,19									
24 000	7,5	113	2,55									
25 000	8,5	128	2,72	4	60	1,86	3	45	1,61	1,5	21	1,10
26 000	10	150	2,94	5	75	2,08	4	60	1,86	2	28	1,27
27 000	12	180	3,22	6	90	2,28	5	75	2,08	3	42	1,56
28 000	15	225	3,60	9	135	2,79	8	120	2,63	5,5	77	2,11
29 000	20	300	4,16	11,5	172	3,15	10,5	158	3,02	8	112	2,54
30 000	26,5	398	4,80	17	255	3,84	15,5	232	3,66	11	154	2,98
31 000	35	525	5,50	25	375	4,66	23	345	4,46	16	224	3,60

Anker IV.

	oben			unten		
B_{id}	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²
20 000	2,5	44	1,59	1	18	1,02
21 000	4	70	2,01	1,5	26	1,27
22 000	6	105	2,46	2	35	1,42
23 000	8,5	149	2,94	3,5	61	1,88
24 000	12	210	3,48	5,5	96	2,36
25 000	17	297	4,14	8,5	149	2,94

Anker. V.

oben				unten		
B_{id}	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²	α	w_{cu} 10^{-3}. Watt/cm³	s_w Amp./mm²
21 000	2	35	1,42	1	18	1,02
23 000	3	53	1,75	1,5	26	1,22
25 000	7	123	2,70	3,5	61	1.88
26 000	10	175	3,18	5	88	2,25
27 000	13	228	3,63	6,5	114	2,57
28 000	16,5	289	4,08	9	158	3,02
29 000	21	368	4,61	11,5	201	3,41
30 000	26,5	464	5,18	14,5	254	3,83
31 000	33	578	5,77	17,5	306	4,15

III. Stäbe à 8 × 11 mm.

Anker III.

B_{id}	α_{oben}	α_{unten}	w_{cu}
20 000	4,5	1	7
22 000	7	3	21
24 000	9,5	4,5	31
26 000	15	7	49
28 000	27,5	15	105
30 000	54	31	217

Anker VI (Fig. 33).

B_{id}	α	w_{cu}	s_w
10 000	8,5	56	1,80
13 000	15,5	102	2,43
15 000	22,5	148	2,91
17 000	28	184	3,26
20 000	40,5	266	3,92
22 000	48,5	318	4,29
24 000	58	380	4,68
26 000	73,5	482	5,27
27 000	84	551	5,67
28 000	97	636	6,05
29 000	112,5	739	6,53
30 000	141	926	7,30

hier stetiges Anwachsen von unten nach oben; in den beiden mittleren Lagen sind die Verluste annähernd die gleichen, wie dies nach Fig. 17 zu erwarten ist. Ausserdem lassen die Figuren, besonders Anker III erkennen, dass jeweils die oberen Stäbe schon bei geringeren Werten der Induktion Verluste ergeben, als die unteren, da dieselben auch von den Luft-AW beansprucht werden, während letztere nur den Zahn-AW unterworfen sind.

Aus den Fig. 27 bis 32 wurden die Werte von α abgegriffen und, auf w_{cu} reduziert, in den Fig. 33 und 34 in Abhängigkeit von

B_{id} gezeichnet. Die Werte sind in den Tabellen angegeben. Die Verluste w_{cu} pro 1 cm³ ergeben sich aus:

$$w_{cu} = \frac{4{,}44}{N \,.\, l \,.\, a \,.\, d} \,.\, \alpha \text{ Watt.} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (18)$$

Hierin bedeuten:

N Stabzahl;

l Stablänge; für dieselbe ist die Ankerlänge l = 12 cm eingesetzt, da die ausserhalb des Ankers liegenden Endverbindungen zur Verlusterzeugung nicht direkt beitragen;

a und d die Querschnittsseiten des Stabes, Querschnitt q = a . d (Quadratcentimeter).

Die Werte für die Verluste in Anker I sind entsprechend der geringen ideellen Zahninduktion noch gering und wurden deshalb nicht in Fig. 33 eingetragen. Aus den Verlusten pro 1 cm³ (w_{cu}) ergeben sich nun die Gesamtkupferwirbelstromverluste:

$$W_{cu} = N \,.\, l \,.\, a \,.\, d \,.\, w_{cu} \text{ Watt.} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (19)$$

Fig. 35.

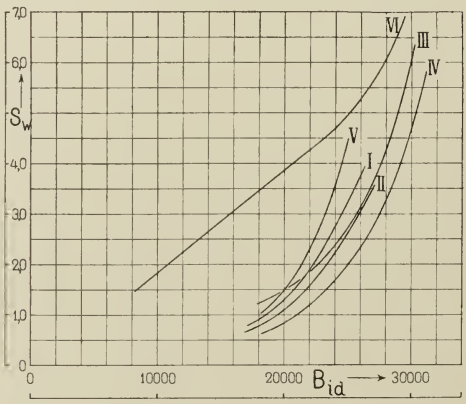
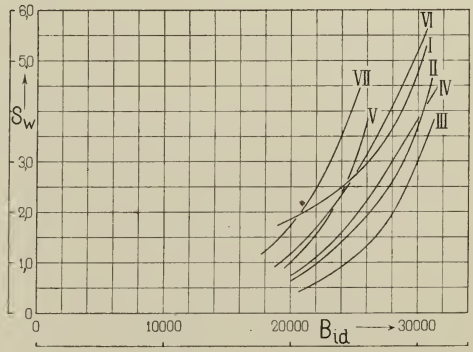


Fig. 33 gibt die Verluste von Stäben mit 88 mm². Die Verluste für die Anker I bis V beginnen bei ideellen Zahninduktionen von $B_{id} = 18000$ und betragen in der oberen Hälfte des Ankers III Kurve III schon 10 % der Eisenverluste. Von da steigen sie allmählich bis $B_{id} = 22000$, von wo fast gleichmässig ein scharfes Knie der Kurven rasches Anwachsen der Verluste anzeigt. Ein ähnliches Bild zeigt auch Fig. 34 für Stäbe von 5,5 × 8 mm; in der oberen Nuthälfte sind die Verluste gegenüber Fig. 33 nicht reduziert; während unten immerhin das Knie bis gegen $B_{id} = 24000$ hinaus-

geschoben ist. Kurve VI der Fig. 33 zeigt das Verhalten des Ankers VI mit Stäben von 8×11 mm² Querschnitt. Aus ihr ergibt sich die ausserordentlich ungünstige Anordnung von breiten und kurzen Nuten, gegenüber schmalen und tiefen Nuten. Die Verluste sind bei kleinen Werten von B_{id} (bezw. B_d) 50 bis 60 % der Eisenverluste. Die Ursache der bedeutenden Verluste liegt in der Stärke des Längsfeldes. Dasselbe kann, wie im vorigen Kapitel gezeigt ist, bedeutende Werte annehmen; das Querfeld ist den Zahn-AW proportional, welche bei den gebräuchlichen Sättigungen von relativ geringer Grösse gegenüber den Luft-AW sind. Man kann deshalb mit der Nuttiefe und der Stabstärke in dieser Richtung ziemlich weit gehen. Allerdings muss man bei sehr schmalen Nuten (siehe Anker II und IV), besonders im Nutkopf vorsichtig sein (Kurve I und V, Fig. 33).

Fig. 36.



Einen einfachen Ueberblick über die Grösse der Wirbelstromverluste gibt die von Prof. Arnold vorgeschlagene Darstellungsweise der Fig. 35 und 36. In denselben ist die äquivalente Stromdichte s_w in Funktion von B_{id} aufgetragen. Unter „äquivalente Stromdichte" ist hierbei diejenige Stromdichte verstanden, welche in einem Würfel von 1 cm³ des Armaturstabes den gleichen Verlusteffekt erzeugen würde. Dieselbe findet sich aus folgender Beziehung:

Wattverlust pro 1 cm³:

$$w_{cu} = s_w^2 \cdot 10^{-4} \cdot \rho.$$

Wird für den spezifischen Widerstand $\rho = 1{,}74 \cdot 10^{-2}$ angenommen, so erhält man:

$$s_w = \sqrt{\frac{w_{cu}}{1{,}74} \cdot 10^2},$$

$$s_w = 7{,}6 \sqrt{w_{cu}} \text{ Amp. pro mm}^2. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (20)$$

Die berechneten Werte sind den Tabellen angefügt.

Bei den Stäben $5{,}5 \times 16$ mm nimmt s_w bei $B_{id} = 22\,000$ schon einen mittleren Wert von etwa 1,7 Amp. an, bei den Stäben von

5,5 × 8 mm einen solchen von etwa 1,5 Amp. Diese Grössen sind bei der Bestimmung der zulässigen Stabbeanspruchung zur Vermeidung übermässiger Armaturerwärmung zu berücksichtigen.

Bezeichnet s_a die Stromdichte der Ankerwicklung, so bestimmt sich der Gesamtarmaturkupferverlust zu:

$$W_{cu\ gesamt} = \frac{N \cdot \rho \cdot q}{100} (s_a^2 \cdot l_1 + s_w^2 \cdot l) \text{ Watt.} \quad . \quad . \quad (21)$$

Hierin:

l = Ankerlänge in cm,

l_1 = Länge einer Stabseite (= Ankerlänge + Länge der Endverbindungen eines Stabes),

q = Querschnitt in cm^2.

Diese Formel kann zur Berechnung der Kupferverluste dienen; s_w ist hierbei sinngemäss in jedem Falle aus den Kurven der Fig. 35 und 36 zu entnehmen. Die Werte dieser Figuren gelten für Periodenzahl: $c = 33{,}3$ (siehe S. 37); da nach dem Versuche S. 32 w_{cu} proportional c^2 ist, verallgemeinert sich die Gleichung für die Gesamtarmaturkupferverluste:

$$W_{cu\ gesamt} = \frac{N \cdot \rho \cdot q}{100} (s_a^2 \cdot l_1 + 0{,}9 \cdot s_w^2\, l \cdot c^2 \cdot 10^{-3}) \text{ Watt.} \quad (22)$$

Abhängigkeit der Verluste von den Stabdimensionen. Unterteilung der Stäbe.

Die Wirkung der Unterteilung ist aus den Fig. 27, 29, 30 und 32 zu erkennen. Es wurde in Fig. 28 die Summe der Kurven III bis IV und der Kurven V bis VI gebildet, nachdem diese alle auf 30 Stäbe reduziert waren. Die erhaltenen Werte sind der Deutlichkeit halber in Fig. 29 nochmals gezeichnet. In Fig. 27 (Anker II) zeigt der Vergleich der Kurven II und III, sowie in Fig. 29 (Anker III) der Vergleich der Kurven I gegen die Summe III und IV und, II gegen die Summe V und VI, dass bei solcher Anordnung durch einfache Unterteilung in Richtung des (schädlichen) Querfeldes die Verluste halbiert werden. Das ergibt Proportionalität zwischen Stabstärke und Stabverlusten pro 1 cm^3. In Fig. 30 (Anker IV) bewirkt die Unterteilung sogar nur eine Verminderung der Verluste im Verhältnis 2 : 3 (Vergleich der Kurven I und II plus III). In Fig. 32 sind die Verhältnisse bei dem Anker VI dargestellt; der massive Stab von 8 × 11 mm^2 ist in Kurve II einmal und in Kurve III zweimal unterteilt; Kurve I′ ist aus Kurve I auf 30 Stäbe reduziert. In den Fällen II und III waren

die unterteilten Stäbe durch eine dünne Oelpapierschicht voneinander isoliert. Die Herabsetzung der Verluste geschieht ungefähr im Verhältnis: 4,5 : 1,8 : 1; die relativ geringe Wirkung der zweiten Unterteilung hat ihre Ursache wohl darin, dass im Falle III die äusseren Stäbe den Nutwänden näherrücken. In Kurve VII Fig. 28 sind noch die Verluste für 30 Stäbe à 8×11 mm² in Anker III dargestellt. Aus denselben, sowie aus den Kurven II und VI, Fig. 28 sind noch die Verluste pro 1 cm³ für die drei bezeichneten Kupferquerschnittsformen gerechnet und in Fig. 37 wiedergegeben. Die Verluste bei $B_{id} = 30000$ ergeben sich z. B. zu:

$$375 : 220 : 160,$$

also gleich dem Verhältnis 19 : 11 : 8, d. i. ungefähr dem Verhältnis der Stabseiten in Richtung der Nuttiefe.

In der Kurve IV Fig. 32 sind die Verluste für den zweimal unterteilten Stab wiedergegeben, wenn die zwischen die einzelnen Stäbe

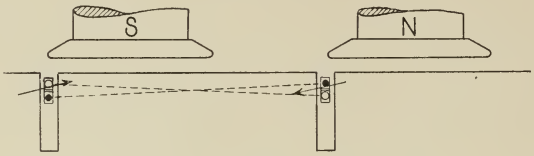
Fig. 37.

eingelegte Isolation (Kurve III) entfernt wurde. Aus den dabei auf das Doppelte angestiegenen Verlusten geht hervor, dass die Oxydschicht auf der Oberfläche der Kupferstäbe nicht, wie gewöhnlich angenommen wird, schon allein genügend isolierend wirkt.

In Kurve V Fig. 32 sind die Verluste für den Fall dargestellt, dass die Enden der einmal unterteilten Stäbe (Kurve II) verlötet werden; die Verluste sind da wieder auf nahezu gleiche Grösse angewachsen, wie bei den nicht unterteilten Stäben der Kurve I′. Einseitige Verlötung der Stäbe hatte, wie zu erwarten, keinen Einfluss auf die Verluste. — Aus dem Gesagten geht hervor, dass eine Unterteilung wertlos ist, wenn die Stabenden beiderseits (Kollektorverbindung und Endverbindungen der Armaturstäbe) verlötet sind; vielmehr ist es nötig, auch die Endverbindungen zu unterteilen, und eine unterteilte Spule, bestehend aus zwei Spulenseiten und Endverbindungen, aus einem Stück herzustellen. Da aber auch hierbei die Enden der unterteilten

Spule am Kollektor verlötet sind, so ist darauf zu achten, dass der unter einem Pol induzierte Wirbelstromkreis der einen Spulenseite demjenigen der zweiten Spulenseite entgegengeschaltet wird. Das macht aber, wie aus Fig. 38 leicht zu ersehen ist, eine Kreuzung

Fig. 38.

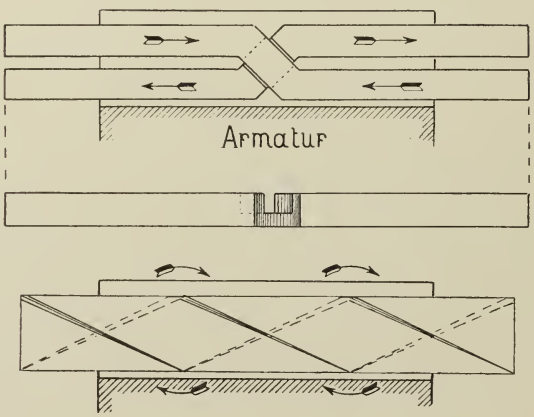


der Endverbindungen nötig. Auf solche Art wird die an sich teure Unterteilung sehr kompliziert.

Verwendung von Kabeln an Stelle von massiven Armaturstäben.

Eine Aufhebung der Wirbelstromkreise in einem einzelnen unterteilten Leiter könnte man auch dadurch erreichen, dass man die Teilstäbe etwa nach Fig. 39a in der Mitte der Ankerlänge kreuzen würde;

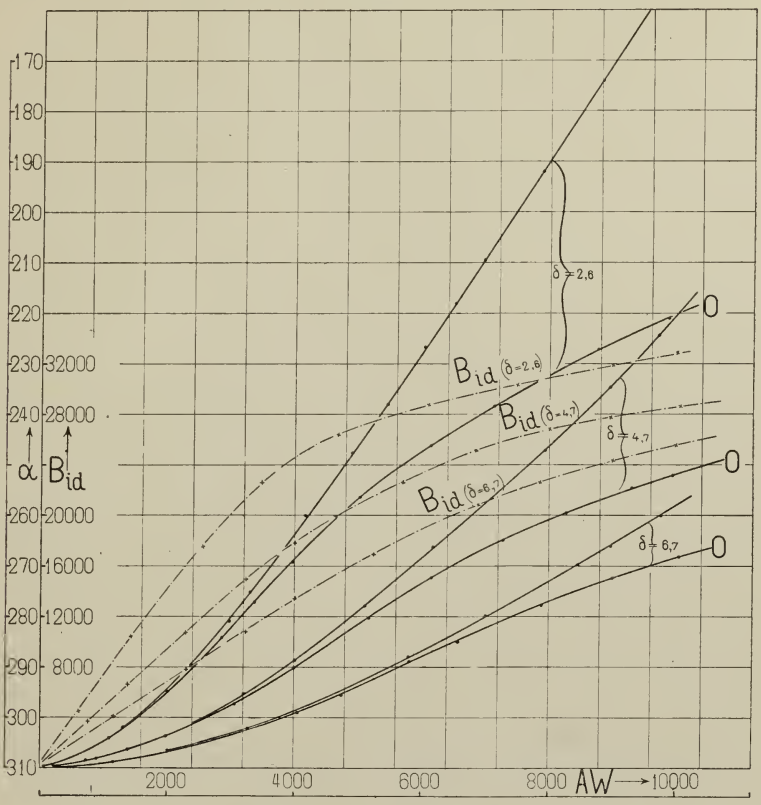
Fig. 39a und b.



jedoch dürfte diese Anordnung in der praktischen Ausführung gleichfalls zu teuer sein. Von der annullierenden Wirkung der Wirbelströme bei solcher Verdrehung wird häufig durch Anwendung von Kabeln an Stelle der massiven Stäbe Gebrauch gemacht. In Fig. 39b sind zwei um 180° auseinander liegende Adern des Kabels gezeichnet. Es ist zu sehen, wie die induzierten E.M.Ke derselben sich aufheben. Da in solcher Weise die E.M.Ke gegenüber liegender Adern sich auf-

heben, können die Kabelenden verlötet sein. Jedoch bleibt zu beachten, dass bei Kabeln der Querschnitt nicht voll ausgenützt wird, und dadurch bei gleichen äusseren Dimensionen der Ohmsche Widerstand der Kabel gegenüber den massiven Stäben um 15 bis 20 % erhöht wird.

Fig. 40.



Nach den obigen Versuchen über die mangelnde isolierende Wirkung der Oxydationsschicht ist bei der Verwendung von Kabeln Vorsicht nötig. Eventuell ist durch Schellackierung für genügende Isolation Sorge zu tragen.

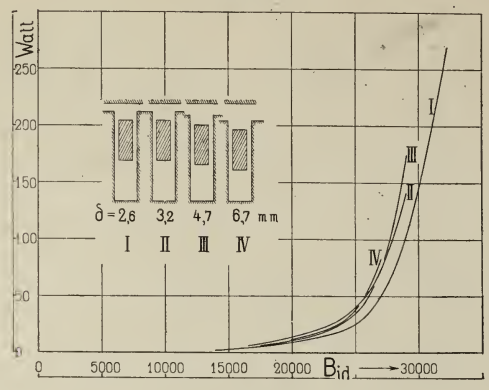
Abhängigkeit der Verluste vom Luftzwischenraum δ.

Anker III, welcher ursprünglich 22,5 cm Durchmesser besass, wurde auf 22,2 und 21,8 cm abgedreht; hierdurch wurden Luftzwischenräume $\delta = 4{,}7$, $\delta = 6{,}7$ mm erhalten. 30 Stäbe (5,5 × 16 mm) wurden jeweils so in die obere Nuthälfte gelegt, dass sie in allen Fällen den gleichen Ab-

3 0112 072830646

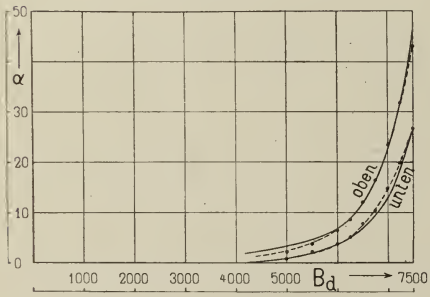
stand von der Armaturoberfläche hatten. Die Resultate sind in Fig. 40 wiedergegeben, in welcher auch die Messung für $\delta = 2{,}6$ aufgetragen ist. Die Werte sind in Fig. 41 in Abhängigkeit von B_{id} gezeichnet. Es findet sich eine geringe Abhängigkeit der Verluste von δ, und

Fig. 41.



zwar, wie auch eine einfache Betrachtung zeigt, Zunahme derselben mit δ. Kurven III und IV ($\delta = 4{,}7$ und $6{,}7$) sind etwas höher, als die Untersuchung ergeben, anzunehmen. Durch das Abdrehen der Anker sind gleichzeitig die Zähne verkürzt worden, so dass bei gleichem B_{id} die aw_z und damit B_q abgenommen haben; dies gilt bei kleinen Werten von B_{id} in relativ höherem Masse als bei grossen.

Fig. 42.



Es sei noch ein Versuch angefügt, der mit den Polschuhen II angestellt wurde. Anker III (= 222 mm, $\delta = 3{,}1$) erhielt die Stäbe $5{,}5 \times 16$ oben; die Verluste sind in Fig. 42 gestrichelt eingezeichnet, und mit denjenigen verglichen, welche bei der Verbindung Anker III mit Polschuhen I und denselben Stäben erhalten waren. Es zeigt sich hierbei kein merklicher Unterschied zwischen den beiden Fällen, so dass die theoretisch begründete Wirkung gesättigter Polspitzen praktisch ohne Bedeutung ist.